E 3280

R

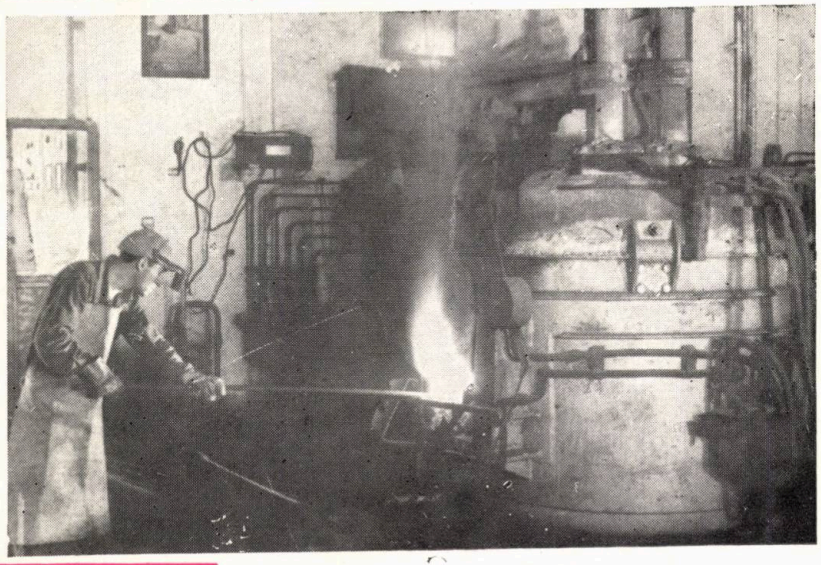
REFERALVA

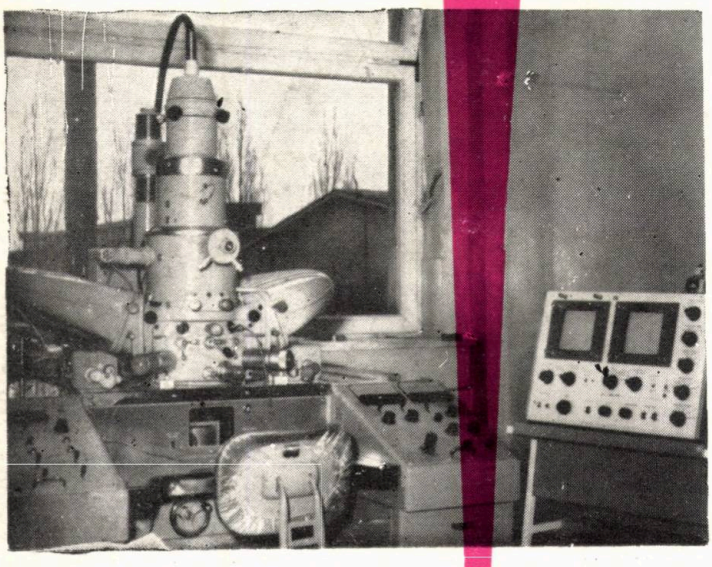
METALURGIA

1

METALURGIA ● BUCUREŞTI ● ANUL XXVI ● NR. 1 ● IANUARIE 1974

ITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE





dotat cu utilaj şi aparatură modernă

Execută cercetări ştiinţifice pe bază de contract în domeniile : fonte, oţeluri (elaborare, turnare, deformare plastică şi tratament termic), utilizarea raţională a oţelurilor, aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs, semicocs, materiale refractare, termotehnică metalurgică, cercetări matematice şi economice în metalurgie etc.

Efectuează cercetări tehnologice pe bază de contract:

- lucrări de metalografie optică şi electronică ;
- cercetări cu ajutorul microsondei electronice ;
- lucrări de tratament termic în cuptoare electrice şi băi de săruri ;
- forjări şi laminări de diferite produse ;
- încercări fizico-mecanice ;
- analize chimice ;
- diverse expertize şi analize de gaze din metale (oxigen, hidrogen şi azot).

Livrează diverse produse rezultate în staţiile pilot: oţeluri, aliaje neferoase, pulberi metalice etc.

ICEM

MŰSZAKI KÖNYVTÁR

METALURGIA

Anul 26 Nr. 1 ianuarie 1974

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Pilly N.: **Consideraţii privind consumul de combustibil la utilizarea calcarului în furnal.** 1

Urseanu A.: **Reglarea înălţimii stratului de pe maşina de aglomerare în funcţie de reţeta de combustibili.** 9

Chelmu C. şi *Landes V.S.*: **Cercetări privind elaborarea oţelurilor inoxidabile folosind în încărcătură deşeuri de oţel înalt aliat.** 13

Gâdea Suzana şi *Hubert Hilda*: **Considerente privind alegerea regimului de tratament termomecanic în cazul unui oţel refractar martensitic de tip 12 Cr—Ni—Mo—V—Nb.** 18

Vasiu Gh.: **Metodă şi aparat pentru determinarea vitezei de uzură la ghidajele laminoarelor.** . . 26

ACTUALITĂŢI

Ciobanu Alex.: **Utilizarea calculatorului Friden 5 610 în programarea şi urmărirea consumurilor de materiale într-o turnătorie** 32

Brănescu P.: **Consideraţii asupra indicatorilor tehnico-economici comparativi aferenţi elaborării oţelului în cuptoare Martin, convertizoare cu oxigen şi cuptoare electrice.** 36

Bliuc M. şi *Olaru I.*: **Consideraţii privind introducerea tehnologiilor noi în fabricarea ţevilor sudate, în cadrul acţiunii de economisire a metalului la Intreprinderea metalurgică—Iaşi** 41

REALIZĂRI TEHNICE

Gulianca N.: **Incercări privind modificarea sistemului de zidire a recipientului instalaţiei de tratare a oţelului sub vid de tip R.H.** 46

Cruceru C.: **Procedee tehnologice aplicate pentru raţionalizarea consumurilor de metale neferoase în industria de cabluri electrice.** 50

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Marcu M.: **Aspecte ale cercetărilor metalurgice efectuate asupra depozitelor de lingouri de fier protoistorice descoperite la Negri (jud. Bacău).** 52

PROTECŢIA MUNCII

Darabont A.: **Combaterea poluării sonore în fabricile de cabluri** 54

CRONICĂ 8

INFORMAŢII TEHNICO—ECONOMICE 40

COMITETUL DE REDACȚIE

A. ANTONESCU, C. AVRAM, ȘT. CARDALEF, V. CHIRIȚĂ, D. COSMA, VL. DAVID, A. DIJMĂRESCU, CTIN. DRAGOMIR, I. DRĂGAN, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. GROSU, VL. HOLBAN, A. IEREMIA, B. KONCZ, P. MARCU, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, IG. PAVONI, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Șef rubrică: GEORGETA COMȘA

Tehnoredactor: LYDYA POPESCU

~~Coperta: Combinatul siderurgic Galați~~

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București, str. Academiei 7, Sector 1. Telefon: 13.02.28 și 15.81.50/209. Revista este editată de C.D.P.T. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul nostru de virament: 30.05.01.00. B.N. a Republicii Socialiste România – Sector 1. M.I.M. – Centrul de documentare și publicații tehnice – București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni, ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul – Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23–25. Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D. G. P. T. nr. 560/426/1969

I. P. I. c. 3442

42 406

SOMMAIRE

CD 669.162.142

Pilly N.: **Considérations concernant la consommation de combustible pour la transformation du calcaire dans le haut fourneau.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 1–8

CD 622.785

Urseanu A.: **Le réglage de la hauteur de la couche sur la machine d'agglomération en rapport avec la recette des combustibles.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 9–12

CD 669.14.018.8

Chelmu C. et *Landes V. S.:* **Recherches concernant l'élaboration des aciers inoxydables en utilisant, dans la charge, des déchêts d'acier hautement allié.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 13–17

CD 669.14.018.44 – 194.55 :621,78

Gâdea Suzana et *Hubert Hilda:* **Considérations concernant le choix du régime de traitement thermoméeanique dans le cas d'un acier réfractaire martensitique du type 12 Cr–Ni–Mo–V–Nb.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 18–25

CD 621.771. 620.178.162

Vasiu Gh.: **Méthode et appareil pour la détermination de la vitesse d'usure des guidages de laminoir.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 26–31

CD 621.74.013.5 : 681.32

Ciobanu Alex. : **L'emploi du calculateur Friden 5 610 pour programmer et pour examiner la consommation de matériaux dans une fonderie.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 32–35

CD 669.18 :338.011

Brănescu P. : **Considérations concernant les indicateurs techniques et économiques comparatifs afférents à l'élaboration de l'acier dans les fours Martin, dans les convertisseurs et les fours électriques.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 36–40

CD 621.774.2

Bliuc M. et *Olaru I.* : **Considérations concernant l'introduction des nouvelles technologies dans la fabrication des tubes soudés, dans le cadre de l'action menée en vue d'économiser le métal, à l'Entreprise métallurgique — Jassy.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 41–45

CD 669.18.046.55 :666.763

Gulianca N. : **Essais concernant la modification du système classique de la maçonnerie du récipient de l'installation pour le traitement de l'acier sous vide, du type R.H.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 46–49

CD 669.2/.8 :621–427.4 :677,72

Cruceru C. : **Procédés technologiques appliqués pour rationaliser les consommations de métaux non-ferreux dans l'industrie des câbles électriques.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 50–51

CD 669.1 (498)

Marcu M. : **Aspects des recherches métallurgiques effectuées sur les dépôts de lingots en fer protohistoriques, découverts à Negri, dans le district de Bacău.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 52–53

CD 621–427.4 :677.72 534.83

Darabont A. : **La lutte contre la polution phonique dans les fabriques de câbles.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 54–56

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.142

Пилли Н.: **Соображения, касающиеся расхода топлива для усвоения известняка в доменной печи.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 1–8

ДК 622.785

Урсяну А.: **Регулирование высоты слоя агломерационой машины в зависимости от состава топлив.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 9–12

ДК 669.14.

Келму К. и *Ландес В.С.:* **Исследования, касающиеся выплавки нержавеющих сталей с использованием в шихте отходов высоколегированной стали.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1. p. 13–17

ДК 669.14.018.44–194.55 :621.78

Гыдя Сузана и *Губерт Гильда:* **Соображения, касающиеся выбора режима термомеханической обработки для мартенситной огнеупорной стали типа 12.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1. p. 18–25

ДК 621.771.620.178.162

Васиу Г.: **Метод и аппарат для определения скорости износа проводок прокатных станов.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 26–31

ДК 621.74.013.5 :681.32

Чобану Ал.: **Применение ЭВМ-Фриден 5610 для программирования и наблюдения над расходами материалов в литейном цехе.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1,p. 32–35

ДК 669.18 :338.011

Брэнеску П.: **Соображения, касающиеся сравнительных технико-экономических показателей для выплавки стали в мартеновских печах, кислородных конвертерах и электропечах.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1. p. 36–40

ДК 621.774.2

Блюк М. и *Олару И.:* **Соображения, касающиеся введения новых технологий производства сварных труб в рамках кампании экономии металла на металлургическом предприятии в Яссах.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 41–45

ДК 669.18.046.55 :666.763

Гульянка Н.: **Испытания, касающиеся изменениях классической системы кладки приёмника установки типа RH для вакуумной обработки стали.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1. p. 46–49

ДК 669I.2.8 :621–427.4 : 677.72

Кручеру К.: **Технологические способы, применяемые для рационализации расходов цветных металлов в производстве электрокабелей.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1. p. 50–51

ДК 669.1(498)

Марку Р.: **Аспекты металлургических исследований, проведеных над протоисторическими складами железных слитков, обнаруженных в Негри (уезд Бакэу).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1. p. 52–53

ДК 621–427.4 :677.72 :534.83

Дарабант А.: **Борьба против звукового загрязнения в производстве канатов**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 54–56

INHALT

DK 669.162.142

Pilly N.: **Betrachtungen betreffs Brennstoffverbrauch für Hochofenkalkerzeugung.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 1–8

DK 622.785

Urseanu A.: **Regelung der Höhe der Agglomerierschicht in Abhängigkeit von dem Brennstoffrezept.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 9–12

DK 669.14.018.8

Chelmu C. und *Landes V.S.*: **Erforschungen über Rostfreistahlerzeugung mit Benützung von Hochlegierstahlschrott.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 13–17

DK 669.14.018.44–194.55 :621.78

Gâdea Suzana und *Hubert Hilda*: **Berücksichtigungen betreffs Wahl der thermomechanischen Behandlungsweise eines martensitischen feuerfesten 12 Cr – Ni–Mo–V–Nb Stahles.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 18–25

DK 621.771.620178.162

Vasiu Gh.: **Verfahren und Gerät für Bestimmung der Verschleissgeschwindigkeit von Walzwerkführungen.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 26–31

DK 621.74.013.5 :681.32

Ciobanu Alex.: **Benützung des FRIEDEN 5610-Computers für Programmierung und Regelung des Materialienverbrauches in einer Giesserei.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 32–35

DK 669.18 :338.011

Brănescu P.: **Betrachtungen über die technisch-wirtschaftlichen Vergleichskennziffern betreffs Stahlerzeugung in Siemens Martin Öfen, Sauerstoffkonvertern und elektrischen Öfen.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 36–40

DK 621.774.2

Bliuc M. und *Olaru I.*: **Betrachtungen betreffs Einführung neuer Technologien für Schweissrohrerzeugung, im Rahmen der Metallersparnisaktion des Metallurgischen Werkes – Iaşi.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 41–45

DK 669.18.046.55 :666.763

Gulianca N.: **Versuche zwecks Änderung des klassischen Ausmauerungssystems für das Gefäss der R.H. Anlage für Vakuumbehandlung von Stahl.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 46–49

DK 669.2.8 : 621–427.4 :677.72

Cruceru C.: **Technologische Verfahren für Rationalisierung der Nichteisenmetallverbräuche in der Stromkabelindustrie.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 50–51

DK 669.1.(498)

Marcu M.: **Aspekte der metallurgischen Untersuchung betreffs den in Negri (Bezirk Buzău) entdeckten frühgeschichtlichen Stahlböcken.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 52–53

DK 621–427.4 :677.72 :534.83

Darabont A.: **Bekämpfung der phonischen Pollutionierung in Giessereien.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 54–56

CONTENTS

DC 669. 162,142

Pilly N.: **Considerations regarding fuel consumption in blast-furnace limestone making.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 1–8

DC 622.785

Urseanu A.: **Adjustment of the layer height on the agglomeration machine in accordance with fuel receipt.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 9–12

DC 669.14.018.8

Chelmu C. and *Landes V.S.*: **Investigations regarding stainless-steel making using high-alloy steel scrap in the charge.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 13–17

DC 669.14.018.44–194.55 :621.78

Gâdea Suzana and *Hubert Hilda*: **Considerations regarding choice of thermomechanical treatment conditions in the case of a 12 Cr–Ni–Mo–V–Nb heat-resisting martensitic steel.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 18–25

DC 621.771.620.178.162

Vasiu Gh.: **Method and device for determining wear speed of rolling-mill guides.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 26–31

DC 621.74.013.5 :681.32

Ciobanu Alex.: **Use of a Frieeen 5610 computer in programming and control of material consumptions in a foundry.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 1, p. 32–35

DC 669,18 :338.011

Brănescu P.: **Considerations about comparative technical and economic indices regarding open-hearth, oxygen converter and electric steel-making.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 36–40

DC 621.774.2

Bliuc M. and *Olaru I.*: **Considerations regarding introduction of new technologies for seam-tube manufacturing in the frame of the metal-saving action undertaken in Metallurgical Works — Iaşi.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 41–45

DC 669.18.046.55 :666.763

Gulianca N.: **Tests regarding modification of standard lining system for the container of the R.H.-equipment for vacuum steel-treatment.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 46–49

DC 669.2/.8.621–427.4 :677.72

Cruceru C.: **Technological procedings for rationalization of non-ferrous metal consumption in the cable industry.**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 50–51

DC 669.1(498)

Marcu M.: **Aspects of metallurgical investigations performed upon protohistorical iron ingots discovered in Negri (District Bacău).**

Metalurgia 26(1974), nr. 1, p. 52–53

DC 621–427.4: 677.72 :534

Darabont A.: **Control of phonic polluation in cable plants.**

Metalurgia 26(1974), nr.1, p. 54–56

MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1983

METALURGIA

1 1974

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Ing. N. Pilly

Întreprinderea „Victoria" — Călan

Consideraţii privind consumul de combustibil la utilizarea calcarului în furnal

CZ 669.162.142

Cu toată creşterea vertiginoasă a proporţiei de aglomerat autofondant în încărcătura furnalelor din R.S. România în decursul ultimilor ani calcarul continuă să exercite, prin calitatea sa, încă o sensibilă influenţă asupra consumului specific de cocs. Creşterea consumului specific de cocs, atunci cînd se trece la utilizarea unui calcar cu un randament în baze libere mai scăzut, direct în furnal, este mai mare în comparaţie cu cazul cînd acelaşi calcar este utilizat în aglomeratul autofondant.

În afara capitolelor de consum de căldură şi, în primul rînd, al descompunerii carbonatului de calciu, cît şi efectului bioxidului de carbon rezultat asupra proceselor de reducere, la utilizarea calcarului direct în furnal, asupra consumului de cocs poate influenţa negativ şi granulaţia acestuia [1], [2].

Experimentările şi calculele efectuate au arătat că economia de cocs realizată la scoaterea calcarului din încărcătura furnalelor poate oscila între 0,07 şi 0,59 kg/kg calcar [3], [4], [5].

S-au împlinit două decenii de cînd s-a trecut, pe plan mondial, la folosirea pe scară industrială a tehnicilor de insuflare a combustibililor auxiliari la gurile de vînt, iar în prezent acestea se aplică la aproape toate furnalele existente. Metodele analitice de stabilire a consumului de combustibil pentru furnalizarea calcarului trebuie adaptate acestor noi condiţii de lucru. În scopul stabilirii acestui consum în condiţiile insuflării gazului metan la gurile de vînt se expune o metodă de calcul. Ea se bazează pe observaţia că la modificarea consumului specific de calcar valoarea raportului

$$\chi_r^{CO_2} = \frac{CO_2}{CO_2 + CO} \qquad (1)$$

nu se schimbă, ceea ce înseamnă că randamentul de utilizare a oxidului de carbon

$$\eta_{CO} = \frac{CO_2}{CO_2' + CO'} \qquad (2)$$

se micşorează la creşterea consumului specific de calcar şi se măreşte la reducerea lui [6],[7]

Simbolurile folosite au fost:

$\chi_r^{CO_2}$ — raportul dintre concentraţia CO_2 şi $CO_2 + CO$ în gazul evacuat la gura furnalului;

η_{CO} — randamentul de utilizare a CO în furnal;

CO_2',CO' — produse ale carbonului ars cu oxigenul din aer şi încărcătură;

η_{H_2} — randamentul de utilizare a H_2 în furnal;

O_h,O_k,O_{CH_4} — cantitatea de oxigen redusă cu ajutorul H_2, cocsului şi gazului metan;

V_{H_2}, V_{CH_4} etc. — volumul de gaze;

w — conţinutul de umiditate;

t_z, t_v, t_{gn}, t_g — temperatura zgurei de furnal, a aerului, gazului metan şi gazelor la gura furnalului;

t_a — temperatura convenţională de ardere la gurile de vînt;

CO_k, CO_{2k}, H_{2k} — conţinutul de gaze în cocs;

C_{gdv} — carbon ars la gurile de vînt;

C_k — carbon(fix) adus cu cocsul în furnal;

C_{CH_4} — carbon în gazul metan insuflat;

C_a — carbon ars în furnal cu oxigenul din aer şi încărcătură;

q — cantitatea de căldură;

d, V_u — diametrul creuzetului, respectiv volumul util al furnalului;

i — entalpia;

r_e, $r_e^{O_2}$ — raportul de echivalare în cocs a gazului metan din punct de vedere termic, respectiv a cantităţii de oxigen reduse;

Q_u — căldura utilă;

η_p — randamentul termic al procesului de furnalizare a calcarului;

K_0, K_u — cocs tehnic ($w = 0$), respectiv cocs umed.

Indicatorul $\chi_r^{CO_2}$ înglobează și efectul granulației calcarului.

Procesele ce se desfășoară la furnalizarea calcarului nu pot fi complet separate de procesele de reducere din furnal. Astfel la insuflarea gazului metan la gurile de vînt rezultă mari cantități de H_2 care participă activ la reducerea oxizilor. Cantitatea de oxigen redusă cu hidrogenul în furnal este

$$O_h = 0{,}5 \cdot \eta_{H_2} \cdot V_{H_2},\ m_0^3 \qquad (3)$$

Randamentul de utilizare a hidrogenului în procesele de reducere indirectă poate fi exprimat ca funcție de $\chi_r^{CO_2}$

$$\eta_{H_2} = 0{,}88\chi_r^{CO_2} + 0{,}10 \qquad (4)$$

Cantitatea de oxigen redusă de 1 m_0^3 CH_4 este mai mare decît cea redusă de 1 kgf cocs. Acest lucru este ilustrat în figura 1, *a*, funcție de η_{CO} (respectiv η_{H_2}). În figura 1, *b* se dă

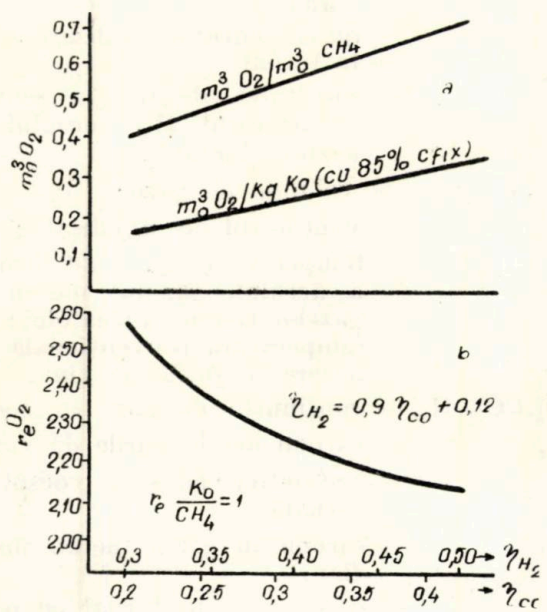


Fig. 1. Capacitatea de reducere a cocsului și gazului metan.

raportul de echivalare între gazul metan și cocs din punct de vedere al cantității de oxigen reduse, exprimat prin

$$r_e^{O_2} = \frac{O_{CH_4}}{O_h} \qquad (5)$$

S-a considerat că întreaga cantitate de C_k arde cu oxigenul din aer și încărcătură.

Reacțiile de descompunere a carbonaților din fondanții bazici:

$$CaCO_3 \rightarrow CaO + CO_2 - 42\ 520 \qquad (6)$$

$$MgCO_3 \rightarrow MgO + CO_2 - 26\ 150 \qquad (7)$$

pot fi însoțite de reacțiile

$$CO_2 + C \rightarrow 2\ CO - 39\ 893 \qquad (8)$$

$$C + 0{,}5O_2 \rightarrow CO + 27\ 757 \qquad (9)$$

$$CO + 0{,}5O_2 \rightarrow CO_2 + 67\ 650 \qquad (10)$$

În procesul de furnalizare a calcarului, arderea carbonului din cocs și a gazului metan la gurile de vînt furnizează CO și H_2.

La $\chi_r^{CO_2}$ dat este totdeauna o participare a hidrogenului la reducerea indirectă conform (3) și (4).

CO format la gurile de vînt, în funcție de $\chi_r^{CO_2}$, poate fi completat prin reacțiile de reducere directă (8), (9) sau să completeze CO_2 necesar în gaz prin participarea sa la reducerea indirectă (10).

Ca urmare a realizării unui indicator $\chi_r^{CO_2}$ relativ scăzut la furnalele din R.S. România, calculul consumului de combustibil pentru furnalizarea calcarului obligă la luarea în considerare a relației (8) cu un consum de 1 781 kcal/m_0^3 CO_2 reacționat.

Schema de calcul. Plecînd de la compoziția chimică a calcarului, pentru un indice de bazicitate ales, recomandat fiind pentru astfel de calcule raportul

$$B = \frac{CaO + MgO}{SiO_2 + Al_2O_3} \qquad (11)$$

se calculează randamentul în baze libere al calcarului uscat, respectiv cu umiditate medie, cît și cantitatea de zgură rezultată.

Se stabilește necesarul de căldură pentru 1 kgf calcar umed (c_x) furnalizat (aici $B = 1$):

Descompunerea $CaCO_3$: $-759{,}3(1-w) \cdot CaO$, kcal

Descompunerea $MgCO_3$: $-648{,}9(1-w) \cdot MgO$, kcal

Se evacuează cu zgura la t_z, °C:

$$-(0{,}62\ t_z - 466)\ (1 - w)(CaO + MgO + SiO_2 + Al_2O_3),\ \text{kcal}$$

Evaporarea umidității și încălzirea vaporilor de apă rezultați la t_g, °C: $-586w + 1{,}244 \cdot w \cdot i_{H_2O}$, kcal.

Încălzirea CO_2 la t_g, °C: $-i_{CO_2}(1-w) \cdot CO_2$, kcal.

Căldura de formare a zgurei 270 $(1-w)$ (CaO+MgO), kcal

Total = q_1, kcal/kg

Cunoscînd compoziția cocsului (A, M_v, S_t, C_{fix}) și compoziția cenușii cocsului se calculează necesarul de calcar pentru zgurificarea cenușii

și a unei părți (de ex. 85—95 %) din sulf. Calculul se face pentru 100 kg cocs uscat (k_0).

Cantitatea totală de zgură se calculează însumînd pe cea rezultată din calcar cu cea din cocs. Ultima se ia egală cu ($CaO + MgO + SiO_2 + Al_2O_3$) :0,98. Se stabilește cantitatea de umiditate ce corespunde la 100 kg cocs (k_0) și adusă de către calcarul pentru zgurificare c_z.

Necesarul de căldură pentru cocs și calcarul c_z necesar zgurificării cenușii și sulfului se stabilesc din următoarele poziții de consum și aport :

Descompunerea $CaCO_3$,	kcal
Descompunerea $MgCO_3$,	kcal
Se evacuează cu zgura la t_z, °C,	kcal
Evaporarea umidității din cocs și c_z și încălzirea vaporilor rezultați la t_g,°C,	kcal
Încălzirea CO_2 din c_z la t_g, °C,	kcal
Încălzirea volatilelor din cocs la t_g, °C,	kcal
Căldura de formare a zgurei,	kcal
Total = q_2,	kcal/100 kg k^0

În continuare se stabilește cantitatea de aer și apoi de gaze rezultate la arderea cocsului și gazului metan la gurile de vînt.

Cantitatea relativă de gaz metan se ia din datele de exploatare a furnalului sau se calculează adaosul normal care permite obținerea unei anumite temperaturi convenționale de ardere la gurile de vînt. Pentru stabilirea t_a se poate folosi relația :

$$t_a = 1\,920 + \xi(d-4),\ °C \qquad (12)$$

La $\xi = 25$ și diferite diametre ale creuzetului se obține pentru t_a valorile din tabela 1. Pentru $t_a = 1\,920$°C s-au stabilit relații pentru calculul adaosului normal de gaz metan în

Tabela 1

d, m	V_u m³/	t_a' °C
4	255	1 920
6	700	1 970
7,2	1 020	2 000
9,1	1 719	2 050

funcție de debitul, temperatura și conținutul de umiditate al aerului, cît și de temperatura gazului metan [8], [9], [10]. Acest adaos de gaz metan, raportat la 1 kg C_{gdv}, permite ușor stabilirea cantității de gaze rezultate la gurile de vînt.

Este bine ca la stabilirea entalpiei gazului la temperatura de la gura furnalului să se țină seamă de creșterea entalpiei ca urmare a trecerii H_2 în H_2O (22).

În vederea stabilirii căldurii disponibile degajate de cocs și gaz metan se scriu întîi valorile care se raportează la 1 kg C_{gdv} :

Arderea C în CO la gurile de vînt 2 313,	kcal
Arderea H_2 rez. la gdv în H_2O $q_{H_2} = 2\,580\eta_{H_2} \cdot v_{H_2}$	kcal
Entalpia aerului cald la t_v °C (valabil pentru $t_v = 850-1\,250$°C) $V_{N_2+O_2} \cdot (0{,}367t_v - 29{,}8) + V_{H_2O} \cdot (0{,}483\ t_v - 2\,650{,}3)$	kcal
Entalpia gazului metan la t_{gn} °C(valabil pentru $t_{gn}=0-400$°C) $V_{CH_4} \cdot t_{gn}(0{,}37 + 0{,}27\ t_{gn} \cdot 10^{-3})$	kcal
Disocierea gazului metan $-849{,}6 \cdot V_{CH_4}$	kcal
Se evacuează cu gazele la t_g,°C	kcal
Total = q_3'	kcal

Pierderile de căldură în apa de răcire și în spațiul înconjurător q_p se pot raporta la unitatea de carbon ars la gurile de vînt C_{gdv} sau mai bine la unitatea de carbon ars în furnal C_a.

Pentru cazul relației (8) notînd cu y volumul de CO_2 ce trece în CO, cantitatea de carbon ars la gurile de vînt va fi :

$$C_{gdv} = C_{fix} + 0{,}536\ (V'_{CH_4} - y) \qquad (13)$$

din care arde din cocs

$$C_{gdv} = C_{fix} - 0{,}536\ y \qquad (14)$$

iar

$$C_a = C_{fix} + 0{,}536\ V_{CH_4} \qquad (15)$$

Pentru a obține cantitatea de căldură degajată de 100 kg K_0 se mai ia în evidență arderea H_{2k} și pierderile de căldură :

$$q_3 = q_3' \cdot [C_{fix} + 0{,}536(V'_{CH_4} - y)] + 2\,580 \cdot H_{2k} \cdot \eta_{H_2} - q_p(C_{fix} + 0{,}536\ V'_{CH_4}) \qquad (16)$$

În relațiile (13), (15) și (16) V'_{CH_4} este volumul de gaz metan raportat la toată cantitatea de carbon ars la gurile de vînt. Dacă pe 1 kgf C_{gdv} este V_{CH_4} conținînd 0,536 V_{CH_4} kgf carbon, se obține

$$V'_{CH_4} = V_{CH_4} \cdot \frac{C_{fix} - 0{,}536\ y}{1 - 0{,}536\ V_{CH_4}} \qquad (17)$$

Cantitatea de calcar c_x ce poate fi furnalizată cu 100 kg K_0 plus cantitatea corespunzătoare de gaz metan rezultă din rezolvarea următoarelor ecuații :

$$q_i c_x = q_3 - q_2 - 1\,781\ y \qquad (18)$$

$$\frac{\Sigma CO_2 - y}{\chi_r^{CO_2}} = \Sigma CO_2 + \Sigma CO + y \qquad (19)$$

Ecuaţia (18) este cea a bilanţului termic, iar (19) reprezintă bilanţul gazului.

ΣCO_2 cuprinde volumul de CO_2 din c_x, c_z cît şi CO_{2h}, iar ΣCO cuprinde CO format la gurile de vînt, $CO_{gdv} = 1{,}8667 \cdot C_{gdv}$ şi CO_k.

Exemple de aplicare

1) Calcar calitatea I (tabela 4). Combustibilul folosit: cocs + CH_4.

$$\chi_r^{CO_2} = \frac{1}{3}; \quad t_v = 950°C; \quad t_{gn} = 10°C; \quad t_g = 250°C;$$

$$q_p = 400 \text{ kcal/kgf } C_a$$

Adaosul normal de CH_4 este de 0,2225 m_0^3/kgf C_{gdv}. Aerul insuflat are un conţinut de 10 g vapori de apă/m_0^3 umed. Cantitatea de aer este de 5,3299 m_0^3/kgf C_{gdv}, iar cea a gazelor rezultate la *gdv* 5,7749 m_0^3 din care 0,4994 m_0^3 H_2/kg C_{gdv}.

Indicele de bazicitate $B = 1$.

Cocsul are $A = 12{,}0\%$; $M_v = 2{,}1\%$; $S_t = 0{,}9\%$ (din care $S_{ovg} = 0{,}4\%$) şi $C_{fix} = 85{,}5\%$. Conţinutul de umiditate al cocsului este de 5%, iar a calcarului, de 2%.

Compoziţia cenuşii cocsului: $SiO_2 = 42{,}50\%$; $Al_2O_3 = 29{,}00\%$; $CaO = 6{,}00\%$; $MgO = 2{,}00\%$; Din 100 kg cocs (K_0) se obţine următoarea cantitate, m_0^3, de volatile: $CO_{2k} = 0{,}235$, $CO_k = 0{,}386$, $H_{2k} = 2{,}821$.

Trebuie să se precizeze că fondanţii bazici din tabela 4 mai conţin cîte 0,30% Fe_2O_3. Sulful se găseşte sub formă de $CaSO_4$, iar fosforul, ca $Ca_3P_2O_8$ care în calcul nu se iau în considerare ceea ce mai provoacă printre altele şi o mică neconcordanţă între pierderile la calcinare = *P.L.c.* din tabela 4 şi cele care ar corespunde conţinutului de CaO şi MgO în întregime sub formă de carbonaţi.

Pentru zgurificarea cenuşii şi a 85% din sulful cocsului se obţine un necesar de calcar de 16,903 kgf, iar cu 2% umiditate, $c_z = 17{,}248$ kgf.

Cocsul şi calcarul aduc 5,605 kgf umiditate.

Din cocs rezultă 9,735 kgf zgură, iar din calcarul pentru zgurificare, c_z, 9,466 kgf, în total 19,201 kgf zgură.

Din relaţia (4) cu $\chi_r^{CO_2} = \frac{1}{3}$ se obţine $\eta_{H_2} = 0{,}3933$.

Cu aceste date şi luînd entalpia zgurei de 450 kcal/kgf, entalpia vaporilor de apă şi a gazelor din tabele se stabileşte conform schemei de calcul

$q_1 = 544{,}2$ kcal/kgf calcar umed c_x;

$q_2 = 17\,823{,}5$ kcal/105,26 kgf cocs cu 5% apă;

$q_3' = 3\,435{,}2$ kcal/kgf C_{gdv}.

Cu relaţiile (13) şi (17) se obţine:

$$C_{gdv} = 97{,}077 - 0{,}6086\ y,$$

iar

$$V'_{CH_4} = 21{,}6 - 0{,}1354\ y$$

şi

$$C_{CH_4} = 11{,}577 - 0{,}07257\ y$$

CH_4 şi 100 kg K_0 degajă (kcal): $3435{,}2\ (97{,}077 - 0{,}6086\ y) = 333\,478{,}9 - 2\,090{,}660\ y$

Arderea H_{2k}: $2\,580 \cdot H_2 \cdot 2{,}821 = 2.862{,}5$

Pierderile de căldură:

$$-400(97{,}077 - 0{,}07257y) = 38\,830{,}8 + 29{,}028\ y,$$

iar $q_3 = 297\,510{,}6 - 2\,061{,}632\ y$

Total căldură degajată disponibilă:

$$q_3 - q_2 = 279\,687{,}1 - 2\,061{,}632\ y$$

Făcînd calculul în continuare se constată că din calcarul c_x, rezultînd cu y mai puţin CO_2 decît s-a calculat în q_2 şi obţinînd cu 2 y CO mai mult, se modifică entalpia gazului cu 0,78 kcal/kgf c_x.

Ecuaţia bilanţului termic devine

$$544{,}98\ c_x = 279\,687{,}1 - 3\,842{,}63\ y \quad (18')$$

Bilanţul desfăşurat al gazului este:

$$\frac{c_x CO_2 + CO_{2k} + CO_2 c_z - y}{\chi_r^{CO_2}} = CO_{gdv} + CO_k + CO_{2k} + CO_2 c_z + c_x CO + y$$

din care făcînd înlocuirile se obţine:

$$0{,}429\ c_x - 2{,}864\ y = 173{,}74 \quad (19')$$

apoi din (18') şi (19')

$$c_x = 457{,}618 \text{ kgf şi } y = 7{,}8836\ m_0^3$$

Cu relaţiile (13), (14), (15) şi (17) se stabileşte

$C_{gdv} = 92{,}279$ kgf: $C_{kgdv} = 81{,}274$ kgf; $C_a = 96{,}005$ kgf şi $V'_{CH_4} = 20{,}532\ m_0^3$.

Calculînd bilanţul termic al procesului de furnalizare a calcarului se constată că:

Q_t = aport total de căldură = consum total de căldură = 447 600,6 kcal, iar $Q_u = 344\,954{,}7$ kcal de unde:

$$\eta_p = \frac{Q_u}{Q_t} = 0{,}7797 \quad (20)$$

Randamentul termic al procesului de furnalizare a calcarului este practic identic cu randamentul termic al furnalului atunci cînd la stabilirea acestuia căldura de descompunere a apei la gurile de vînt va scădea din aportul de căldură al aerului cald.

2) Calcar calitatea I (tabela 4). Combustibilul folosit: cocs.
Gaze rezultate la gurile de vînt, 5,3299 m³.
În rest datele de calcul sînt cele din exemplul întîi.

Conform schemei de calcul se stabilesc:

$$\begin{aligned} q_1 &= 545 \text{ kcal/kgf } c_x \\ q_2 &= 97\,823{,}5 \text{ kcal} \\ q_3 &= 3\,208{,}4 \text{ kcal/kgf } C_{gdv} \\ C_{gdv} &= 85{,}5 - 0{,}536\, y \\ C_k &= C_a - 85{,}5 \text{ kgf} \end{aligned} \qquad (21)$$

100 kg K_0 degajă(kcal): $3\,208{,}4\,(85{,}5-0{,}536y) = 274\,318{,}2-1\,719{,}7\,y$;

Arderea H_k: $= 2\,862{,}5$;

Pierderi de căldură: $q_p = 400 \cdot 85{,}5 = -34\,200$

de unde $q_3 = 242\,980{,}7 - 1\,719{,}7\,y$.

Total căldură degajată disponibilă $= q_3 - q_2 = 225\,156{,}2 - 1\,719{,}7y$.

Din ecuația bilanțului termic se obține:

$$c_x = 413{,}132 - 6{,}4232\, y,$$

iar din bilanțul gazului $y = -50{,}71 + 0{,}143\, c_x$.

Se obține $c_x = 385{,}117$ kgf și $y = 4{,}362$ m$^3_0$, iar din (20)
$C_{gdv} = 83{,}164$ kgf (97,27% din C_k).

Rezultatele recalculărilor pentru 100 kg baze libere din c_x respectiv 100 kgf calcar (c_x) sînt date în tabela 2.

Comparînd datele din tabela 2 privind furnalizarea calcarului cu cocs și gaz metan cu cele la care furnalizarea s-a făcut numai cu cocs se observă că se poate calcula foarte ușor raportul de echivalare în cocs a gazului metan. Făcînd raportul se obține $r_e = 0{,}916$ adică o valoare care este practic identică cu cea realizată în condițiile de exploatare propuse în exemplul 1 de aplicare și care sînt în fond cele ale furnalului nr. 1 al Întreprinderii „Victoria" — Călan funcționînd cu gaz metan rece.

3) Calcar calitatea I. Combustibil folosit: cocs + CH_4.
$\chi_r^{CO_2} = 0{,}4$; $t_v = 1\,150$°C; $t_{gn} = 175$°C; $q_p = 375$kcal/kgfC_a; $V_{CH_4} = 0{,}2225$ m³/kgf C_{gdv}. Condițiile de exploatare corespund celor ale unui furnal cu $V_u = 1\,700$ m³.
Se obține: $q_1 = 535{,}00$ kcal/kgf c_x

$q_2 = 17\,409{,}2$ kcal

$\eta_{H_2} = 0{,}452$

$q_3' = 3\,894{,}1$ kcal/kgC_{gdv}

Tabela 2

Sortul	Baze libere, kg	Calcar utilizabil, kg	Calcar pentru zgurificare, kg	Cocs, k_u' kg	CH_4, m³ 0	Oxigen redus O_h' m³ 0	Observații
Calcar calitatea I	100,00 237,69 51,94	192,52 454,62 100,00	7,26 17,26 3,77	44,28 105,26 23,00	8,64 20,54 4,49	4,05 9,62 2,10	Cocs + CH_4 $\chi_r^{CO_2} = \frac{1}{3}$
Calcar calitatea a II-a	100,00 200,64 51,94	192,52 385,12 100,00	8,62 17,28 4,48	52,62 105,26 27,33	— — —	0,72 1,44 0,37	Cocs $\chi_r^{CO_2} = \frac{1}{2}$
Calcar calitatea I	100,00 300,19 51,94	192,52 577,96 100,00	5,75 17,25 2,99	35,08 105,26 18,20	7,01 21,02 3,65	3,20 9,62 1,60	Cocs + CH_4 $\chi_r^{CO_2} = 0{,}4$
Calcar calitatea a II-a	100,00 233,11 50,96	196,23 457,44 100,00	7,55 17,59 3,85	45,15 105,26 23,01	8,81 20,53 4,49	4,13 9,62 2,10	Cocs + CH_4 $\chi_r^{CO_2} = \frac{1}{3}$
Calcar calitatea a III-a	100,00 229,96 49,98	200,08 460,10 100,00	7,79 17,92 3,89	45,77 105,26 22,88	8,90 20,47 4,45	4,18 9,62 2,09	Idem
Calcar dolomitic	100,00 233,27 50,96	196,24 457,76 100,00	7,54 17,98 3,84	45,08 105,26 22,99	8,70 20,29 4,43	4,12 9,62 2,10	Idem
Dolomită	100,00 220,32 48,02	208,25 458,82 100,00	8,47 18,66 4,07	47,78 105,26 22,94	8,96 19,75 4,30	4,37 9,62 2,10	Idem

La căldura evacuată cu gazele s-a ţinut seamă că aceasta creşte cu participaţia H_2 la reducere :

$$\sum i_{H_2,H_2O} = V_{H_2} \cdot \eta_{H_2} \cdot i_{H_2O} + V_{H_2}(1 - \eta_{H_2}) \cdot i_{H_2} \quad (22)$$

Pentru întocmirea ecuaţiei bilanţului termic se stabileşte întîi cantitatea totală de căldură disponibilă dată de CH_4 şi K_0(kcal).

$$3894{,}1(97{,}077 - 0{,}6086\,y) = 378\,027{,}5 - 2369{,}95y$$

Arderea H_{2k} $= 2\,862{,}5$

Pierderi de căldură: $q_p = -375(97{,}077 - 0{,}07257y) =$
$= -36\,403{,}9 + 27{,}21\,y$

Se obţine $q_3 = 344\,486{,}1 - 2\,342{,}74\,y$

iar

$$q_3 - q_2 = 327\,076{,}9 - 2\,342{,}74\,y$$

Din ecuaţia bilanţului termic se obţine : $c_x = 611{,}359 - 7{,}7079y$, iar din bilanţul gazului $y = -74{,}323 + 0{,}1361x$.

Rezolvînd sistemul se găseşte $c_x = 577{,}96$ kgf; $y = 4{,}33$ m$_0^3$, iar apoi $C_{gdv} = 94{,}44$ kgf; $Ck_{gdv} = 83{,}176$ kgf; $V_{CH_4} = 21{,}015$ m$_0^3$ şi $C_a = 96{,}964$ kgf.

Recalculările corespunzătoare sînt trecute în tabela 2, în care se dau consumurile de combustibil şi pentru furnalizarea celorlalte sorturi de fondanţi bazici (compoziţia chimică a acestora în tabela 4).

Îmbunătăţirea calităţii calcarului. Încărcătura din furnal avînd un singur sort granulometric de cocs poate fi împărţită în trei zone :

- *A* — Cuvă / Pîntece
  - zona *1* : straturi alternative de cocs (aglomerat, minereu, calcar)
  - zona *2* : de întrepătrundere a straturilor
- *B* — Etalaj / Creuzet
  - zona *3*: strat de cocs

Pentru zona *1* granulaţia calcarului trebuie adaptată granulaţiei aglomeratului şi (sau) minereului (cu care se încarcă practic amestecat). În zona *2* ea trebuie adaptată şi granulaţia cocsului.

Toate materialele încărcate în furnale trebuie să aibă o bandă de granulaţie cît mai îngustă. Acest deziderat asigură şi o bună omogenizare a compoziţiei chimice la depozitare.

Micşorarea granulelor îmbunătăţeşte schimbul de masă şi căldură. Limita inferioară a granulaţiei nu poate fi oricare pentru orice condiţii de lucru. Ea depinde de mărimea furnalului şi presiunea gazelor în spaţiul de lucru : cu cît volumul util al furnalului este mai mare şi granulaţia încărcăturii mai mică, cu atît trebuie să fie mai mare presiunea gazelor în spaţiul de lucru.

Un standard pentru calcar destinat furnalelor nu poate fi atît de diversificat, ci trebuie să corespundă în general. STAS 5297—63 prevede o granulaţie de 30—70 mm cu maximum 5 sau 10 % sub şi supragranulaţie (după cum ciuruirea se face pe cale mecanică sau nu).

Consumuri specifice mari de calcar se realizează la furnalele din R.S. România care folosesc preponderent minereuri, iar mai scăzute, la acelea care folosesc preponderent aglomerat autofondant. În ambele cazuri însă granulaţia de bază a încărcăturii este cuprinsă între 10 şi 40 mm. De aceea este necesară reducerea limitei superioare a granulaţiei calcarului, de exemplu la 60 mm. Această reducere corespunde în prezent şi în perspectivă cerinţelor de adaptare pentru zona *2*, cît şi presiunii parţiale a CO_2 din furnal, mai ridicată în prezent şi de altfel în continuă creştere în timp.

Limita inferioară a granulaţiei stabilite la 30 mm, ducînd la îngustarea benzii de granulaţie, poate fi menţinută, o reducere neaducînd avantaje la consumul specific de combustibil dar putînd avea ca dezavantaj o posibilă contribuţie la formarea de lipituri la furnal [11].

Sub şi supragranulaţia fondanţilor bazici trebuie limitate la maximum 5 %.

Cu toate că calcarul este cel mai mare consumator de combustibil (atunci cînd se foloseşte în furnal) nu s-a acordat o atenţie corespunzătoare calităţii acestuia. De exemplu un sort de calcar folosit la furnalele Întreprinderii „Victoria"—Călan în anul 1972 a avut într-o decadă $SiO_2 + Al_2O_3 = 8{,}30$ % (analiză de recepţie).

Compoziţia granulometrică a calcarelor destinate folosirii la furnalele acestei întreprinderi în anul 1972 se prezintă în tabela 3. Nici din acest punct de vedere calcarul nu corespunde standardului.

Tabela 3

Proveniența	>70 mm	30—70 mm	<30 mm
A	9,0	86,8	4,2
B	4,5	82,0	13,5
C	2,0	88,0	10,0

Deoarece fracţia <10 mm conţine o proporţie mai mare de impurităţi argiloase este necesar ca fabricilor de aglomerare să li se livreze nu sortul 0—30 mm, ci sortul 10—30 mm.

Verificarea compoziției granulometrice trebuie să se facă numai cu ciururi cu ochiuri rotunde, ceea ce trebuie precizat în standardul pentru fondanții bazici pentru furnale și fabricile de aglomerare.

Consumul de combustibil pentru furnalizarea calcarului pretinde îmbunătățirea compoziției chimice a acestuia dar și diversificarea compoziției privind raportul MgO :CaO.

Calcarul dolomitic și dolomita, folosite la furnalele și fabricile de aglomerare, permit obținerea în furnal a unor zgure mai corespunzătoare, mai puțin vîscoase, dar și o mai mare siguranță în exploatare datorită lărgirii spațiului de joc al compoziției chimice fără a modifica sensibil viscozitatea. Această cerință tehnologică de mare importanță este ilustrată în figura 2 din care reiese efectul favorabil al unui conținut de MgO de 5 și 10% asupra zgurelor de furnal la o temperatură de 1 400—1 550°C [12].

Sorturile de fondanți bazici și calitățile respective, propuse pentru a fi standardizate, sînt date în tabela 4.

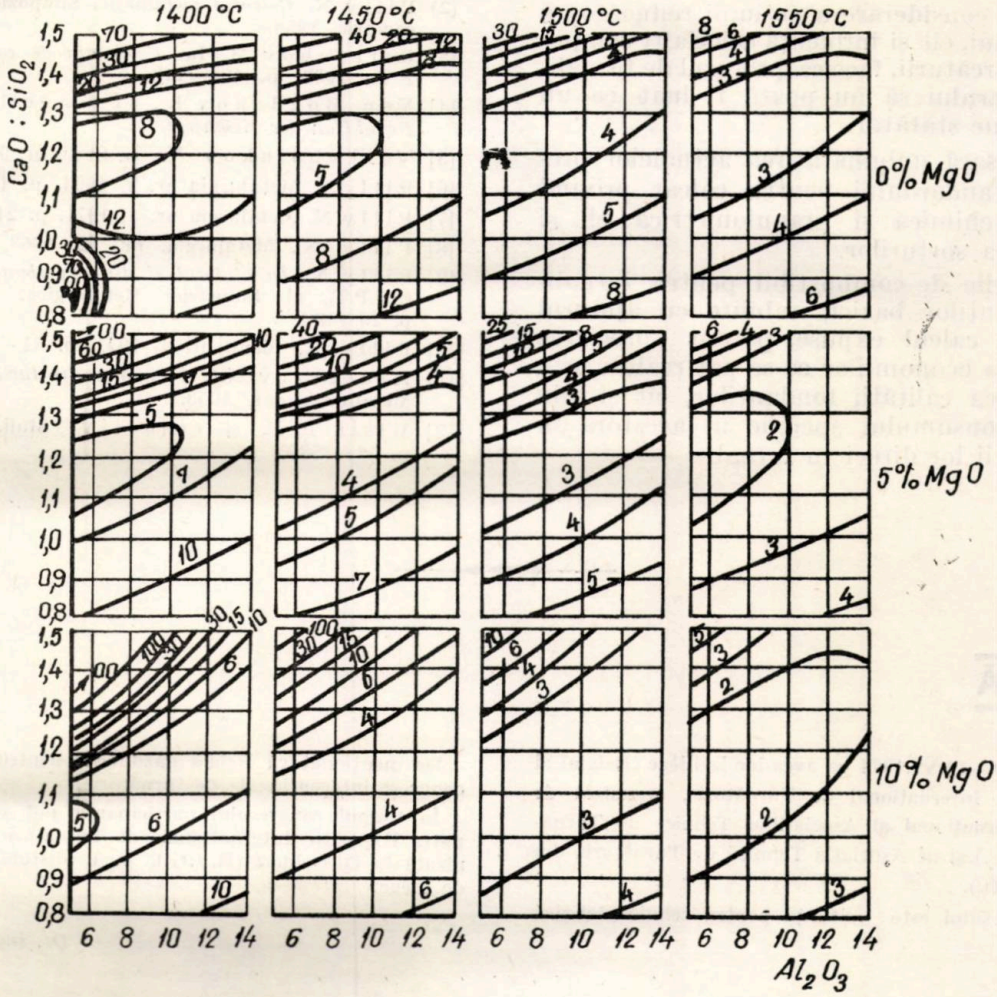


Fig. 2. Viscozitatea zgurelor la temperaturi de 1 400—1 550°C.

Tabela 4

Compoziția chimică, %	Calcar			Calcar dolomitic	Dolomită
	Cal. I	Cal. II	Cal.III		
CaO	min. 53	min. 52	min. 50	max. 47	min. 31
MgO	max. 1,5	max. 2,0	max. 3,5	min. 6,5	min. 20
CaO + MgO	min. 54,5	min. 54,0	min. 53,5	min. 53,5	min. 51,0
$SiO_2 + Al_2O_3$	max. 1,5	max. 2,0	max. 2,5	max. 1,5	max. 2,0
P.*l*.c.	min. 43	min. 43	min. 43	min. 44	min. 46
S	max. 0,1	max. 0,1	max. 0,1	max. 0,1	max. 0,1
P	max. 0,05	max. 0,1	max. 0,1	max. 0,1	max. 0,1

Concluzii

În condițiile insuflării gazului metan la gurile de vînt, ca urmare a valorii relativ scăzute a indicatorului $\chi_r^{CO_2}$ realizat la furnalele din R.S. România se poate considera că oxidul de carbon format din combustibilul destinat furnalizării calcarului nu participă la reducerea indirectă. În cadrul aceluiași proces, în afară de consumul de carbon din cocs și CH_4 la gurile de vînt se mai consumă carbon pentru reducerea la CO a CO_2 degajat la descompunerea carbonaților.

Luarea în considerare a acțiunii reducătoare a hidrogenului, cît și influența celorlalți componenți ai încărcăturii, face ca procesul de furnalizare a calcarului să nu poată fi luat ca un proces de sine stătător.

Este necesară îmbunătățirea actualelor prevederi ale standardului pentru calcar privind compoziția chimică și granulometrică, cît și diversificarea sorturilor.

Consumurile de combustibil pentru furnalizarea fondanților bazici, stabilite cu ajutorul metodei de calcul expuse, permit aprecierea mai exactă a economiilor ce se pot realiza prin îmbunătățirea calității fondanților, cît și prin reducerea consumului specific al acestora în cazul folosirii lor direct în furnal.

Consumul de combustibil pentru furnalizarea fondanților bazici nu depinde numai de calitatea acestora ci și de interacțiunea cu gazele a celorlalți componenți ai încărcăturii, de măsura în care acestea influențează procesele de schimb de masă și căldură cu gazele și în final indicatorul $\chi_r^{CO_2}$.

BIBLIOGRAFIE

[1] Stănescu A.D. Metalurgia și Construcția de mașini, nr. 8, 1957, p. 9—14.

[2] Pilly N. *Calcarul metalurgic.* Simpozion ASIT, decembrie, 1958.

[3] Ostrouhov M. Ia. *Economia de cocs la furnale.* E.T., 1963, p. 108—113.

[4] Von Bogdanov L. și Engell H. J. *Die Reduktion der Eisenerze.*

[5] Voskoboiukov V. G. Stali, nr. 9, 1971, p. 787.

[6] Pilly N. Metalurgia nr. 2, 1964, p. 49—52.

[7] Pilly N. Metalurgia nr. 4, 1971, p. 240—248.

[8] Pilly N. Metalurgia, nr. 12, 1968, p. 695—702.

[9] Pilly N. *În ajutorul și din experiența furnaliștilor.* C.D.P.T. al Industriei Metalurgice, nr. 3, 1971, p. 29—43.

[10] Pilly N. Idem, nr. 4, 1971, p. 31—51.

[11] Krasavțev N.I. *Formarea lipiturilor în furnale.* Metallurghizdat, 1953.

[12] Mișin P. P. și colectiv. Stali, nr. 7, 1972, p. 583—587.

CRONICĂ

În perioada 9—14.VI.1974 va avea loc la Liège (Belgia) al 41-lea Congres Internațional de Turnătorie, organizat de Comitetul Internațional al Asociațiilor Tehnice de Turnătorie (C.I.A.T.F.) și de Asociația Tehnică de Turnătorie din Belgia (A.T.F.B.).

Tema congresului este: „Știința pentru tehnică, tehnică pentru om".

De menționat că Belgia găzduiește pentru a cincea oară congrese internaționale de turnătorie.

În timpul congresului participanții pot vizita cea de-a patra Expoziție Internațională de Turnătorie (GIFA) organizată la Düsseldorf (R.F.G.), la o distanță de 140 km de Liège.

Dr. ing. L. Sofroni

Ing. A. Urseanu
Combinatul siderurgic—Reşiţa

Reglarea înălţimii stratului de pe maşina de aglomerare în funcţie de reţeta de combustibili

CZ 622. 785

Aglomerarea unui amestec de minereuri are loc în prezenţa temperaturii ridicate, care se obţine în urma arderii cocsului mărunt, uniform distribuit în toată masa de minereu.

La aglomerarea minereurilor cu arderea combustibililor în amestecul de şarjă permeabilitatea stratului constituie o condiţie vitală pentru desfăşurarea procesului. În astfel de procese permeabilitatea este un factor care se impune mai ales prin mărirea sa absolută. Dar totatît de importantă pentru desfăşurarea procesului de aglomerare şi, în speţă, pentru calitatea şi uniformitatea aglomeratului produs este şi uniformitatea permeabilităţii stratului.

Este cunoscut că permeabilitatea stratului este determinată în principal de granulaţia amestecului ce formează şarja, de natura componenţilor ei, de umiditatea amestecului şi de înălţimea stratului. Natura combustibilului solid utilizat la aglomerare, cantitatea în amestec şi granulaţia sa constituie de asemenea factori de influenţă ai permeabilităţii. Determinarea prin calcul a permeabilităţii este luată în considerare numai pentru sisteme omogene.

Variaţia structurii granulometrice a materialului studiat, apoi natura sa, precum şi existenţa unor gradiente de temperatură în stratul de amestec supus aglomerării sînt de natură să complice rezolvarea acestei probleme.

Relaţia generală a lui Darcy pentru determinarea permeabilităţii P permite determinarea cu o oarecare aproximaţie a permeabilităţii stratului la o anumită temperatură a sistemului:

$$P = \frac{V \cdot h}{P_d \cdot A_s} \qquad (1)$$

(strat fluid)

unde:

P este permeabilitatea;
G_v, V — volumul de aer (gaz) aspirat, Nm^3/h;
h — înălţimea stratului, mm;
ΔP_d — diferenţa de depresiune, mm col Hg;
A_s — suprafaţa activă a stratului, m^2;
τ — timpul de sinterizare, min.

Proporţionalitatea dintre debitul de aer ce filtrează prin strat şi rezistenţa specifică a acestuia constituie o bază pentru a aprecia permeabilitatea.

Relaţia stabilită de către E.W. Voice ş.a. pentru determinarea permeabilităţii stratului este:

$$P = \frac{G_v}{A_s}\left(\frac{h}{h_{p_s}}\right)^{n'} \qquad (2)$$

unde $n' = 0{,}5—0{,}6$ pentru curgere turbulentă şi $n' = 1$ pentru curgere laminară. Această relaţie dă rezultate bune în măsura în care rezistenţa h_{p_s} a stratului este corespunzător determinată.

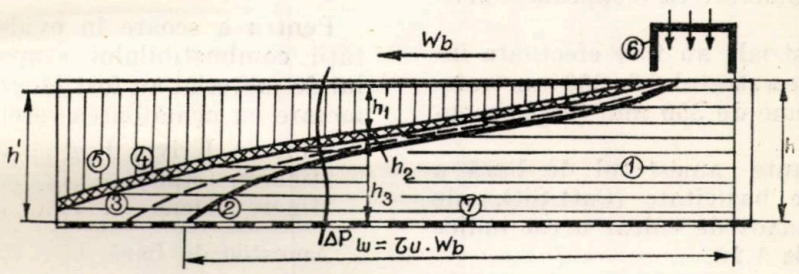


Fig. 1. Modificarea zonelor din stratul de şarjă pe lungimea utilă a maşinii de aglomerare:

1 — zona neaglomerată h; 2 — zona uscată; 3 — zona calcinată incandescentă; 4 — zona de ardere h_2; 5 — zona aglomerată h_1; 6 — focar de aprindere; 7 — grătar.

Particularităţile procesului de aglomerare pe grătar determină existenţa a trei zone distincte în strat:

— zona aglomerată h_1; zona de ardere h_2; zona neaglomerată h_3, precum şi zonele intermediare din h_1 şi h_3 diferenţiate, mai ales prin temperaturi, porozităţi şi umidităţi diferite, care împreună cu înălţimea stratului a adus

modificări importante în valoarea rezistenței hidraulice a stratului.

Michard ș.a., studiind rezistența opusă de strat la curgerea fazei gazoase, prin măsurarea căderii de presiune la diferite nivele, au ajuns la concluzia că rezistența totală a stratului h este determinată aproape numai de zona neaglomerată.

Încercările întreprinse la C.S.—Reșița, privind înlocuirea parțială a cocsului metalurgic cu alți combustibili (cocs de fluidizare cu greutăți volumetrice și carbon fix mai reduse), au arătat că rezistența hidraulică a stratului se reduce. În aceste condiții, menținînd constantă înălțimea stratului h și depresiunea sub grătarul instalației, permeabilitatea crește, sau invers, menținînd permeabilitatea constantă se indică mărirea grosimii stratului. Reactivitatea mare a combustibilului de înlocuire (cocs de fluidizare) și cantitatea mare de aer ce filtrează prin strat duc la creșterea excesivă a vitezei de ardere a combustibilului.

Cocsul de fluidizare, fiind un combustibil foarte reactiv, conferă șarjei de aglomerare o puternică permeabilitate, nu poate înlocui cocsul clasic în aceleași condiții de înălțime a stratului și calitate a șarjei fără modificări sensibile a mersului instalației; cercetările efectuate recomandă pentru reducerea permeabilității, în primul rînd, mărirea grosimii stratului de șarjă h [1], [2].

În cazul utilizării antracitului problema se pune invers, adică se indică reducerea înălțimii stratului.

Experimentări industriale

Experimentările industriale au fost făcute pe două mașini de aglomerare cu o suprafață activă de 75 m².

În condiții industriale au fost efectuate încercări, cu o înălțime a stratului de 300 mm (referință) și cu o înălțime de 350 mm (experimentări).

În ambele variante amestecul de bază a avut un indice de bazicitate (CaO/SiO_2) de 0,4—0,6, iar prin adaos de calcar acest indice a fost mărit pînă la 1,22.

Principalii parametri de funcționare ai fabricii de aglomerare sînt arătați în tabela 1.

Prin ridicarea stratului de aglomerat de pe banda de aglomerare de la 300 la 350 mm s-a putut constata o reducere a consumului specific de cocs de 1,932 kg/t, datorită utilizării mai eficiente a căldurii, ceea ce reprezintă o reducere de 2,29 % (literatura de specialitate indică posibilitatea realizării unei economii de 2 pînă la 2,5 %). Producția specifică scade cu 2,025 t/m² × 24 h.

Calitatea aglomeratului (rezistența mecanică) s-a menținut la aceeași valoare, iar granulația

Tabela 1

Indicator	Referință h = 300 mm	Experimentări, h = 350 mm
Viteza mașinii, m/min		
— mașina 1	2,52	1,94
— mașina 2	2,56	1,81
— media	2,54	1,875
Temperatura în colector, °C		
— mașina 1	127,2	118,38
— mașina 2	128,6	113,64
— media	127,9	116,01
Depresiunea în colector, mm H_2O		
— mașina 1	574,29	645,27
— mașina 2	519,83	623,00
— media	547,06	634,13
Producția specifică, t/m² · · 24 h	29,514	27,489
Granulația cocsului 0—3 mm, %	94,09	94,86
Granulația calcarului 0—3 mm, %	95,70	96,34
Calitatea aglomeratului		
SiO_2, %	13,47	14,03
CaO, %	16,44	17,13
Fe, %	46,38	45,51
FeO, %	10,46	8,86
Indicele de bazicitate, CaO/SiO_2	1,22	1,22
Rezistența mecanică 0—5 mm, %	21,86	21,94
Granulația la furnale		
0—5 mm, %	22,38	20,50
5—10 mm, %	30,23	28,79
peste 10 mm, %	47,39	50,71
Consumul de cocs echivalat, kg/t	78,845	76,092
Consumul de cocs etalon, kg/t	84,576	82,644

aglomeratului la furnale, fracția 0—5 mm, s-a îmbunătățit de la 22,38 la 20,50 %, adică cu circa 8 %.

Experimentări efectuate la instalația pilot

Pentru a scoate în evidență influența calității combustibilului asupra înălțimii stratului de material au fost făcute încercări de aglomerare cu următoarea rețetă:

Minereu Krivoi Rog	75 t/h
Minereu Căpuș	15 t/h
Minereu Ocna	10 t/h
Amestec de bază	100 t/h

La acest amestec de bază s-a adăugat calcar și retur (22 %) încît să se asigure o bazicitate similară cu aceea care se obține în condiții industriale. Încercările s-au efectuat la o instalație experimentală (ceașcă) cu o suprafață de aspirație de 0,1225 m². Umiditatea amestecului de șarjă a fost cuprinsă între 7 și 8 %. Consumul de combustibil solid s-a ales în așa fel încît să se realizeze o echilibrare a returului în proporție de 100±5 %.

Amestecarea materialelor alese pentru experimentare s-a făcut într-o tobă (cu 25 rot/min) timp de 15 min.

Experimentările la instalaţia pilot au cuprins trei variante:

Varianta I — în care înălţimea stratului a fost de 300 mm şi în care s-a consumat numai cocs metalurgic. Această variantă a fost considerată drept referinţă.

Varianta II — în care s-a consumat numai cocs de fluidizare şi în care s-a variat înălţimea stratului pînă cînd s-a obţinut aceeaşi producţie specifică ca şi în varianta I.

Varianta III — în care s-a consumat antracit şi în care (ca şi în varianta II) s-a variat înălţimea stratului pînă cînd s-a obţinut aceeaşi producţie specifică ca şi în varianta I.

Varianta I. Experimentările au fost efectuate în aşa fel încît să existe echilibru între returul produs R_R şi cantitatea de retur introdus în amestecul de şarjă R_C ($E = 1$). În acest scop experimentările cu cocs metalurgic au fost efectuate cu trei consumuri de cocs, determinîndu-se valorile parametrilor indicativi şi de calitate pentru $E = 1{,}0$.

O atenţie deosebită s-a acordat duratei de sinterizare (pentru $E = 1$).

Varianta a II-a. Experimentările au fost făcute numai cu cocs de fluidizare şi au avut drept scop stabilirea înălţimii stratului unde se realizează aceeaşi producţie specifică ca şi în cazul experimentărilor efectuate cu un strat de 300 mm ($E = 1$) la care s-a consumat numai cocs metalurgic.

Tabela 2

Indicatorul $\left(\frac{R_R}{R_C} = E = 1\right)$	Referinţă cocs metalurgic	Experimentare cocs (fluidizare)		
		1	2	3
Înălţimea stratului, mm	300	300	350	375
Producţia specifică, t/m² · 24 h	31,5	37,8	33,5	31,2
Consumul de cocs, kg/t	94,0	99,0	96,8	90,4
Rezistenţa mecanică 0—5 mm, %	17,1	17,6	17,7	18,4

Parametrii obţinuţi sînt prezentaţi în tabela 2.

Varianta a III-a. În această variantă s-a lucrat numai cu antracit. Parametrii obţinuţi sînt prezentaţi în tabela 3.

Tabela 3

Indicatorul $\left(\frac{R_R}{R_C} = E = 1\right)$	Referinţă cocs metalurgic	Experimentări (antracit)		
		1	2	3
Înălţimea stratului, mm	300	300	275	250
Producţia specifică, t/m² · 24h	31,5	26	27,3	31,0
Consumul de cocs, kg/t	94,0	91,5	89,0	88,0
Rezistenţa mecanică 0—5 mm, %	17,1	13,4	14,5	15,2

Interpretarea rezultatelor de la instalaţia pilot

Experimentările făcute au arătat că durata de aglomerare scade cu scăderea depresiunii şi invers. S-a mai putut constata că prin folosirea cocsului de fluidizare, în ipoteza obţinerii aceleiaşi producţii specifice este necesară mărirea înălţimii stratului pînă la 375 mm. În cazul folosirii antracitului drept combustibil de aglomerare fenomenul se petrece invers, fiind necesară reducerea înălţimii stratului pînă la 250 mm.

Prin variaţia înălţimii stratului s-a putut constata că variază producţia specifică, consumul specific de cocs şi rezistenţa mecanică a aglomeratului (fig. 2).

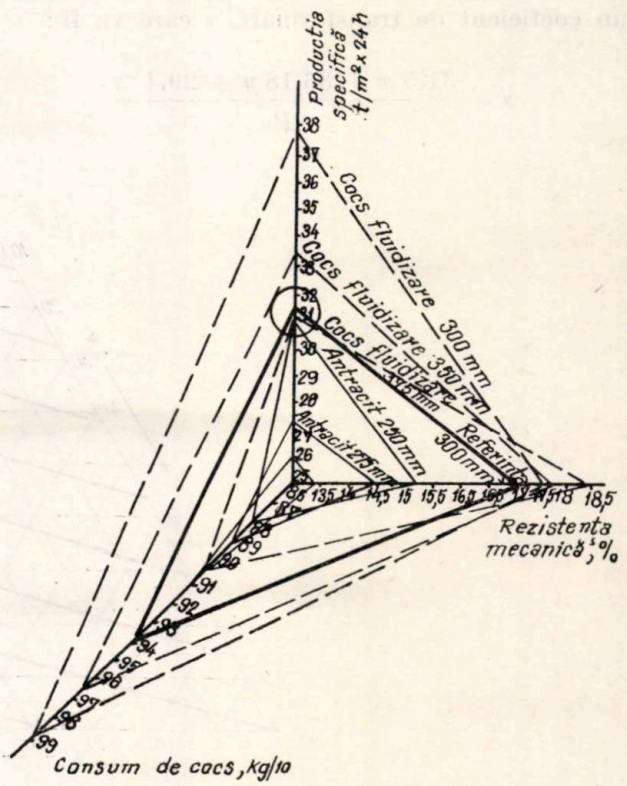


Fig. 2. Variaţia producţiei specifice, consumului specific de cocs şi rezistenţei mecanice a aglomeratului cu înălţimea stratului.

Din experimentările efectuate anterior a rezultat că o variaţie de ± 3 kg cocs implică o variaţie de $\pm 1\,\%$ rezistenţă (0—5 mm), iar o variaţie de $\pm$ 4 kg cocs implică o variaţie a producţiei specifice de ± 1 t/m² × 24 h.

Aplicînd aceste corecţii la rezultatele obţinute în condiţii pilot se vor obţine, variind numai înălţimea stratului, următoarele producţii specifice (tabela 4).

Se notează producţia specifică medie anuală cu P, iar proporţia combustibililor cu χ, % pentru cocs metalurgic, cu y, % pentru cocs de fluidizare şi cu z, % pentru antracit.

Pentru a transforma producţia specifică la diferite înălţimi ale stratului din condiţiile pilot în condiţii industriale sau pentru a sta-

Tabela 4

Indicator	Referință cocs metalurgic H = 300 mm	Experimentare			
		Fluidizare H = 300 mm	Antracit H = 300 mm	Fluidizare H = 375 mm	Antracit H = 250 mm
Producția specifică dacă consumul de cocs și rezistența sînt cele din referință	31,5	36,18	29,4	31,13	33,9

bili influența înălțimii stratului la amestecul de combustibili este nevoie să se determine un coeficient de transformare α care va fi:

$$\alpha = \frac{31{,}5\,x + 36{,}18\,y + 29{,}4\,z}{P}$$

Tabela 5

	Cocs metalurgic, 300 mm	Cocs de fluidizare, 300 mm	Antracit, 300 mm	Cocs de fluidizare, 375 mm	Antracit, 250 mm
Producția specifică de la pilot corectată în condițiile perioadei analizate	31,5 α	36,19 α	29,4 α	31,13 α	33,9 α

Prin efectuarea corecțiilor necesare s-a stabilit înălțimea optimă a stratului unde rezultă aceeași producție specifică la cocsul de fluidizare (100 %) 369,4 mm, la antracit, 273,4 mm, iar la cocsul metalurgic, 300 mm. S-a construit figura 3 unde pentru un amestec de doi sau trei combustibili se poate determina înălțimea optimă a stratului de aglomerare.

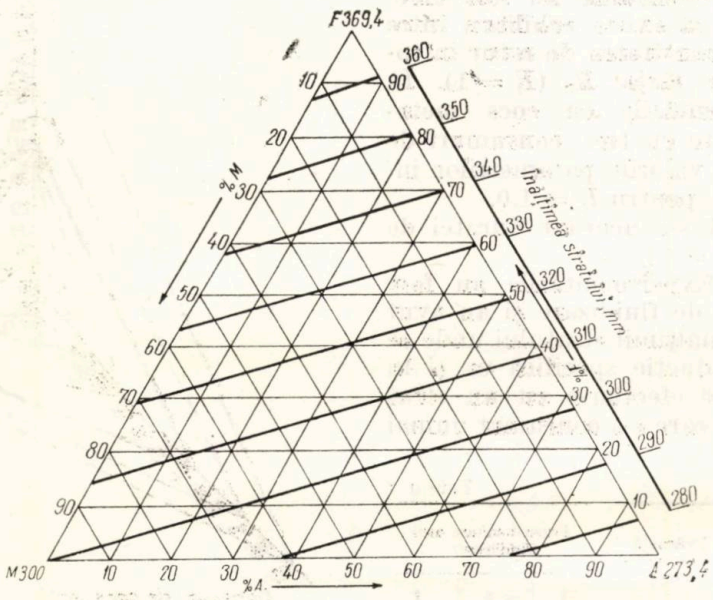


Fig. 3. Determinarea înălțimii optime a stratului de aglomerare:
M – cocs metalurgic; F – cocs de fluidizare; A – antracit.

Aplicînd acest coeficient la producțiile specifice realizate în condiții pilot rezultă transformarea acestor producții specifice, la amestecul de combustibili dintr-o perioadă, în producții specifice, în condiții industriale. De aici se va putea constata efectul înălțimii stratului asupra variației producției specifice cînd amestecul de combustibili a fost cel din perioada analizată (tabela 5).

Deci o concluzie ar fi ca înălțimea stratului să se aleagă în funcție de proporția combustibililor utilizați în procesul de aglomerare [3].

BIBLIOGRAFIE

[1] Boucraut M. *Agglomeration sur grille. Influence de la hauteur du coke et l'emploi du coke de fluidisation.* Revue A.T.B. Métallurgie (Belgia), nr. 7, 1961.

[2] Korotici V. I. și Puzanov P.V. *Influența zonei de supraumidificare asupra permeabilității pentru gaze a stratului de materiale în procesul de aglomerare.* Izvestia vîșșih ucebnîh zavedenii. Ciornaia Metallurghia, nr. 4, 1965, p. 53–58.

[3] Urseanu A. *Cercetări privind înlocuirea cocsului clasic cu alți combustibili.* Metalurgia, nr. 4, 1971, p. 205–208.

Ing. C. Chelmu şi ing. V. S. Landes

Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

Cercetări privind elaborarea oţelurilor inoxidabile folosind în încărcătură deşeuri de oţel înalt aliat

CZ 669. 14.018.8

Creşterea continuă a producţiei de oţel inoxidabil necesar pentru industriile petrochimică, chimică, aeronautică, energie nucleară, alimentară etc. a dus la apariţia unor deşeuri de oţeluri inoxidabile, care impun recircularea lor în circuitul economic. Din această cauză, elaborarea oţelurilor inoxidabile, folosind deşeurile de oţel înalt aliat (crom-nichel-molibden), constituie una din problemele actuale ale industriei siderurgice.

Deşeurile de oţel inoxidabil au un conţinut ridicat de elemente de aliere, ele reprezentînd o materie primă preţioasă la elaborarea oţelurilor inoxidabile. Prelucrarea adecvată a acestor deşeuri reduce cu mult consumul adaosurilor de elemente de aliere şi, prin aceasta, şi preţul de cocs al oţelului. Cantitatea de deşeuri inoxidabile ce revine de la fiecare tonă de oţel, în cazul unei tehnologii verificate, este de 350—450 kg/t.

Din datele publicate în ultimii ani rezultă că din totalul producţiei de oţeluri inoxidabile şi refractare ponderea cea mai mare o au oţelurile austenitice (60—70 %); oţelurile feritice reprezintă circa 12 %, iar cele martensitice, circa 20 % [1].

Eficienţa economică a reutilizării deşeurilor de oţeluri inoxidabile poate fi evidenţiată după cum urmează: un kilogram de crom sub formă de deşeuri costă circa 0,12 dolari; un kilogram de crom sub formă de ferocrom cu conţinut scăzut de carbon costă circa 0,75 dolari [2], [3].

În majoritatea cazurilor deşeurile de oţel inoxidabil provin din trei grupe (tabela 1).

Tabela 1

Denumirea grupei	Compoziţia chimică, %			
	C	Cr	Ni	Mo
Oţel crom	0,12	13	—	—
Oţel crom-nichel	0,10	18	8	—
Oţel crom-nichel-molibden	0,10	18	8	2

Recuperarea elementelor de aliere şi, în special, a cromului, poate fi realizată, în modul cel mai simplu şi raţional, prin sortarea exactă a deşeurilor şi retopirea lor în cuptoare electrice cu inducţie sau cuptoare cu arc sub o zgură reducătoare.

În cazul aplicării unei asemenea tehnologii se poate ajunge la recuperarea principalelor elemente de aliere în următoarele proporţii minime: 90 % Cr; 95 %Ni; 95 % Mo. Ca dezavantaj a operaţiei de retopire simplă este creşterea conţinutului de carbon, după cum urmează: la cuptoarele cu arc cu circa 0,14 %; la cuptoarele cu inducţie cu circa 0,04 % [4]. Deci prin aplicarea retopirii nu se pot produce decît oţeluri inoxidabile, care permit un conţinut mai ridicat de carbon.

Folosirea deşeurilor de oţel inoxidabil, pentru elaborarea oţelurilor cu conţinut de carbon mai mic ca 0,10 %, ridică o serie de probleme pentru punerea la punct a unei tehnologii. În acest domeniu s-au întreprins studii şi cercetări [5], stabilindu-se condiţiile de echilibru în sistemul baie de oţel—zgură.

Din aceste studii se desprinde modul de folosire a deşeurilor inoxidabile crom-nichel şi tehnica reducerii conţinutului de carbon, în prezenţa unui conţinut ridicat de crom, folosind procesul de oxidare intensă cu ajutorul oxigenului gazos suflat direct în baie.

La folosirea deşeurilor inoxidabile la elaborarea oţelului — în condiţii avantajoase—apar unele dificultăţi tehnologice, dintre care se menţionează: oxidarea selectivă a carbonului în prezenţa unui conţinut ridicat de crom; dezoxidarea băii şi zgurei; regenerarea avansată a cromului.

Oxidarea carbonului în prezenţa cromului exemplificată în reacţia:

$$2[C] + 2/3\,(Cr_2O_3) \rightleftarrows 4/3\,[Cr] + 2\,\{CO\}$$

este endotermă, de la stînga spre dreapta şi, deci, creşterea temperaturii duce la mărirea valorii constantei de echilibru:

$$K_p = \frac{a^{4/3}_{[Cr]} \cdot p^{2}_{\{CO\}}}{a^{2}_{[C]} \cdot a^{2/3}_{(Cr_2O_3)}}$$

Ea poate fi considerată ca o reacţie de reducere directă, obţinută prin însumarea algebrică a reacţiei de disociere a oxidului de crom Cr_2O_3, cu reacţia de ardere incompletă a carbonului.

În diagrama din figura 1 se observă că dreapta corespunzătoare variației entalpiei libere standard pentru formarea Cr_2O_3 este îndreptată spre dreapta sus, iar dreapta variației entalpiei libere standard pentru reacția de ardere incompletă a carbonului este îndreptată spre dreapta jos, cele două drepte intersectîndu-se la o anumită valoare a entalpiei libere standard și la o anumită temperatură.

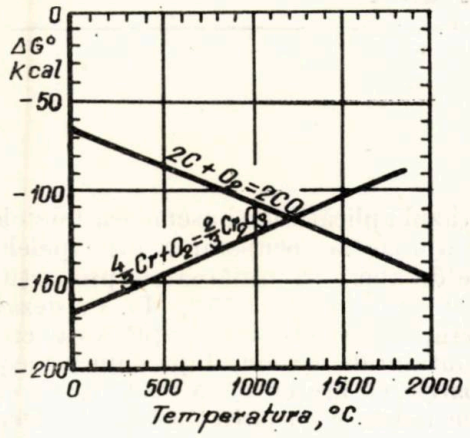


Fig. 1. Energia liberă de formare a oxizilor citorva elemente prezente în soluție în oțel (după Richardson și Jappes).

Expresia valorică pentru calculul variației entalpiei libere standard este :

$$\Delta G^\circ = 545\,538 - 360{,}413\ T,\ \text{J/mol}\ O_2,$$

de unde rezultă că reacția atinge echilibrul la temperatura :

$$T_e = \frac{545\,538}{360{,}413} = 1\,513^\circ\text{K}\ (1\,240^\circ\text{C})$$

la care presiunea monoxidului de carbon în fază gazoasă de echilibru atinge valoarea de o atmosferă.

Oxidul de crom Cr_2O_3 este foarte stabil; calculele termodinamice arată că este aproape imposibil de redus cu ajutorul gazelor reducătoare (H_2 și CO). Reducerea Cr_2O_3 poate fi realizată cu carbon, siliciu, aluminiu și calciu numai la temperaturi ridicate.

Se cunoaște că oxidul inferior al cromului CrO este stabil la temperaturi mai mari de 1 660°C, pentru aceasta la reducerea directă a cromului se respectă succesiunile :

$$t > 1\,660^\circ\text{C} : Cr_2O_3 \rightarrow CrO \rightarrow Cr$$

$$t < 1\,660^\circ\text{C} : Cr_2O_3 \rightarrow Cr$$

Rezultă că, în vederea realizării unei anumite decarburări (respectiv valori pentru $K_p \gg 1$) sînt necesare în primul rînd temperaturi ridicate, iar creșterea temperaturii deplasează spre dreapta echilibrul reacției.

Influența temperaturii în timpul desfășurării procesului se evidențiază din analiza curbelor prezentate în figura 2, pentru sistemul Fe—C—Cr, în cazul unor topituri aflate în condiții de echilibru și la presiunea de o atmosferă ($p_{CO} = 1$ at). Curbele indică conținutul minim de carbon, care poate fi obținut în funcție de temperatură, în prezența unor conținuturi variabile de crom. La interpretarea acestor diagrame trebuie avut în vedere că sistemul real nu este cel idealizat Fe—C—Cr și că în baia metalică există nichel, siliciu, molibden, elemente care au influență asupra comportării carbonului și cromului, deci relațiile cantitative deduse pe baza figurilor 1 și 2 trebuie să capete un conținut suplimentar.

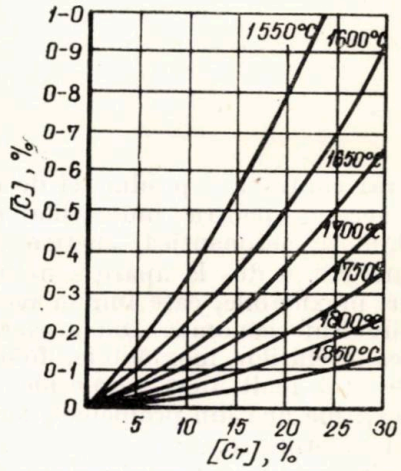


Fig. 2. Dependența de temperatură dintre conținutul de carbon și crom prezenți concomitent în baia de oțel (după Hilty D.C.).

Realizarea condițiilor rezultate pe baza analizei datelor teoretice expuse mai sus a devenit practic posibilă numai prin utilizarea suflării de oxigen, tehnologie absolut necesară pentru ca fabricația oțelurilor inoxidabile să devină rentabilă.

În ceea ce privește cel de-al doilea aspect legat de realizarea unei recuperări avansate a cromului în sistem, pe baza datelor înscrise în figura 3, rezultă că cea mai bună recuperare a cromului este asigurată în condiții de lucru sub zgură bazică și temperatură ridicată.

În concluzie, producția de oțeluri inoxidabile se poate baza pe principiul : încărcătură aliată — afinare cu oxigen gazos — temperatură minimă 1 700°C — cuptor bazic și bolți din materiale cu refractaritate ridicată (de exemplu superaluminoase).

În ultimii ani la Institutul de cercetări metalurgice a existat o preocupare continuă în vederea experimentării elaborării oțelului inoxidabil în cuptorul electric cu arc, folosind în

încărcătură deşeuri aliate Cr—Ni, lucrări care au permis stabilirea unui proces tehnologic de elaborare.

Pentru ca concluziile să se poată baza pe constatări practice, în cele ce urmează se

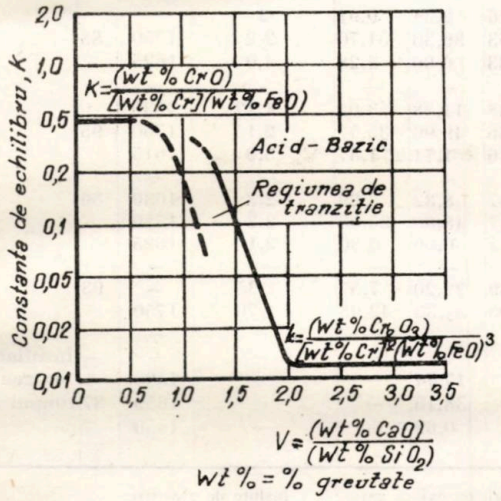


Fig. 3. Efectul bazicităţii zgurei asupra constantei de echilibru a cromului la 1 600°C (după Plöckinger).

prezintă factorii şi datele care pot intra în discuţie. Aşa după cum rezultă din lucrarea [6], conţinutul de crom din încărcătură la elaborarea oţelurilor cu carbon $<0{,}10\,\%$ poate ajunge pînă la 15 %. Conţinutul de nichel din încărcătură este de obicei apropiat de cel final. La încărcare se mai adaugă var pentru formarea zgurei, în proporţie de 1—2 %. Conţinutul de carbon ajunge pînă la 0,90 %, iar cel de siliciu este cuprins între 0,60 şi 1,20 % [7]. Suflarea oxigenului începe de obicei înainte de topirea completă a încărcăturii. Oxidarea carbonului se efectuează imediat ce baia este suficient de caldă ($T \geqslant 1\,650$°C). Consumul de oxigen, pentru prelucrarea deşeurilor inoxidabile, variază foarte mult.

La o durată de suflare a oxigenului în perioada de topire de 5—10 min consumul de oxigen este de circa 3 Nm³/t [8].

În timpul afinării cantitatea de oxigen suflată este funcţie de următorii factori: debitul de oxigen, presiunea de suflare; temperatura oţelului; locul de suflare; conţinutul de carbon; conţinutul de siliciu. În această perioadă consumul de oxigen a fost cuprins între 15 şi 40 Nm³/t de încărcătură. În ceea ce priveşte suflarea propriu-zisă a oxigenului în baie, aceasta s-a făcut prin ţevi de oţel fără sudură, 3/8, STAS 403—66. Presiunea de suflare a oxigenului a variat între 10 şi 15 at.

Suflarea prin ţeavă imersibilă este mult mai simplă, cu toate că ea este legată de arderea ţevii. Pentru a se realiza o folosire optimă a oxigenului şi a ţevii (lancei) este necesar ca ţeava să fie cufundată de către operator la o adîncime de 10—15 cm în baie. Indiferent de modul de suflare a oxigenului, debitul de oxigen necesar afinării deşeurilor cu conţinut ridicat de crom este de 1—1,5 Nm³ la t încărcătură pe minut [4].

Spre deosebire de procesul obişnuit de elaborare, la care afinarea se termină cu evacuarea zgurei oxidante, în cazul elaborării oţelurilor inoxidabile imediat după afinare se reduc oxizii de crom din zgura oxidantă. Pentru recuperarea cromului s-a folosit silicocrom praf şi sub formă de bucăţi (granulaţie 30—80 mm), ferosiliciu, silicocalciu, aluminiu şi silicomangan. De asemenea, deosebit de important la recuperarea cromului din zgură şi totodată pentru desufurare este realizarea, prin adaos de var, a unor bazicităţi a căror valori sînt cuprinse între 1,5 şi 3,5, exprimate prin raportul $\frac{CaO + MgO}{SiO_2}$. Coborîrea temperaturii este obţinută prin adăugarea de şutaje de tip 18/8 sau de ferocrom afinat în bucăţi cu o granulaţie de 60—100 mm, pentru reglarea compoziţiei chimice a oţelului. Unii autori [3] recomandă scăderea temperaturii oţelului, prin metoda transvazării, cu care ocazie se face şi o omogenizare a compoziţiei chimice a băii. De obicei zgura redusă a fost evacuată din cuptor, formîndu-se o zgură nouă dezoxidantă, care trebuie menţinută pînă la evacuarea oţelului în oală. În general recuperarea cromului la elaborarea cu oxigen a oţelului, din deşeuri inoxidabile, depăşeşte 90 %, iar conţinutul de Cr_2O_3 din zgura redusă scade la valori sub 2 %.

În cercetările întreprinse privind stabilirea tehnologiei de elaborare a oţelului inoxidabil, folosind ca încărcătură deşeuri aliate crom-nichel, s-a urmărit, după cum s-a arătat mai sus, în principal, desfăşurarea decarburării şi recuperarea cromului. Pentru determinarea gradului de recuperare a cromului, în încărcătură s-a variat conţinutul de crom între 8 şi 18 % şi de siliciu, între 0,5 şi 1,0 %, menţinîndu-se constante celelalte elemente.

Detalii suplimentare privind elaborarea unor şarje sînt prezentate în tabela 2 şi în figurile 4, 5, 6, 7 şi 8.

Din datele cuprinse în articol, precum şi din analiza diagramelor, care prezintă desfăşurarea elaborării şarjelor de oţel inoxidabil, rezultă următoarele observaţii şi concluzii:

— Recuperarea de crom după oxidare este cuprinsă între 86 şi 95 %.

— Variaţia conţinutului de siliciu din încărcătură între 0,5 şi 1,0 % nu a dus la concluzia că ar influenţa în mod sensibil randamentul de recuperare a cromului.

— Decarburarea avansată contribuie la oxidarea exagerată a cromului din baie şi duce la pierderi de crom şi fier şi la consumuri mari de dezoxidanţi.

Tabela 2

Şarja	Perioada*	Compoziţia chimică, %											$B = \frac{CaO + MgO}{SiO_2}$	Temp. oţel, °C**	η Cr, %	Observaţii
		C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	CaO	SiO_2	MgO	C_2O_3	FeO				
A	1	0,30	0,30	0,80	8,7	8,9	—	—	—	—	—	—	—	—		
	2	0,28	—	0,20	9,43	8,73	—	52,88	30,22	9,46	0,54	0,91	2	—		
	3	0,03	0,00	0,00	0,80	—	—	5,93	2,04	0,63	36,33	51,70	2,2	1750	88	
	4	0,07	0,92	0,25	17,18	9,92	—	61,25	16,90	6,83	0,00	2,28	4,0	1625		
B	1	0,30	0,30	0,80	16,00	8,9	—	—	—	—	—	—	—	—		
	2	0,35	0,28	0,41	16,00	8,59	—	33,80	36,35	6,38	11,88	3,05	1,12	1630		
	3	0,10	0,00	0,00	10,97	9,13	—	8,04	4,00	0,66	49,96	35,57	2,15	1750	95	
	4	0,13	0,86	1,38	22,00	9,77	—	58,70	16,64	6,16	1,71	1,57	3,9	1615		
C	1	0,40	0,30	0,83	12,00	8,9	2,5	—	—	—	—	—	—	—		
	2	0,35	0,27	0,42	13,10	9,73	2,96	45,90	22,46	5,87	8,32	3,29	2,3	1630	86	
	3	0,04	0,00	0,00	4,48	9,73	3,43	12,12	6,09	1,47	48,88	25,03	2,2	1750		
	4	0,09	0,82	0,78	19,07	11,17	2,40	53,79	28,86	7,15	0,00	0,80	2,1	1625		
D	1	0,35	0,30	0,80	12,00	8,9	—	—	—	—	—	—	—	—		
	2	0,34	0,37	0,34	12,57	—	—	36,60	31,02	5,39	22,20	7,57	1,35	—	93	
	3	0,05	0,00	0,00	7,05	9,74	—	10,97	9,50	5,05	34,33	42,98	1,70	1750		
	4	0,09	1,04	1,28	20,71	9,80	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
E	1	0,30	0,30	1,00	12,30	9,00	—	—	—	—	—	—	—	—	—	Insuflarea de oxigen şi în timpul topirii
	2	0,34	0,23	0,74	—	8,59	—	—	—	—	17,74	—	—	1500		
	3	0,07	0,00	0,00	7,16	8,40	—	—	—	—	38,15	—	—	1650	87	
	4	0,08	1,17	0,71	15,48	7,45	—	—	—	—	0,62	—	—	1550		

* *1* – compoziţia chimică calculată a încărcăturii; *2* – la topire; *3* – la sfîrşitul afinării cu oxigen gazos; *4* – înainte de evacuare.
** – măsurată cu termocuplul de imersie.

— Folosind încărcătura aliată se scurtează durata şarjelor cu circa 25% faţă de durata şarjelor elaborate cu încărcătură curată.

— În cazul agregatului folosit la experimentări (cuptor bazic cu arc de 0,5 t) nu s-au observat uzuri anormale ale căptuşelii refractare, cu toate că temperaturile la majoritatea şarjelor au fost de peste 1 750°C.

— Aplicarea acestei tehnologii impune aparatură de control rapid asupra mersului elaborării, care este absolut necesară pentru conducerea corectă a procesului.

— Determinările cele mai stringente se referă la: dozările conţinuturilor de carbon şi crom din oţel, în timpul şi după afinare, şi la conţinuturile de Cr_2O_3; CaO; MgO şi SiO_2 din zgură; măsurarea temperaturilor pînă la 1 900 °C în tot timpul elaborării.

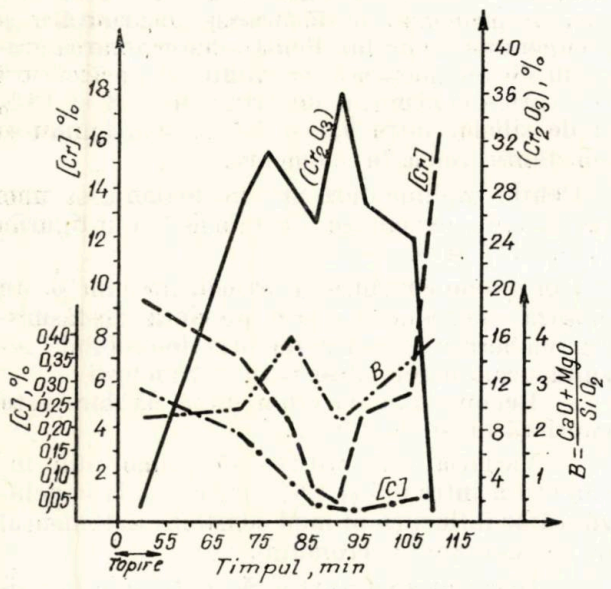


Fig. 4. Desfăşurarea şarjei *A*, în cazul elaborării oţelului inoxidabil, folosind încărcătură aliată şi insuflare cu oxigen gazos.

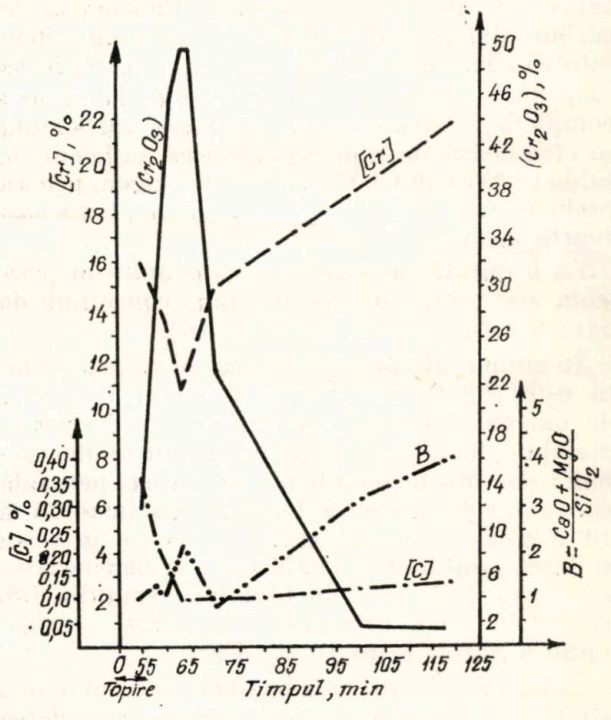


Fig. 5. Desfăşurarea şarjei *B*, în cazul elaborării oţelului inoxidabil, folosind încărcătură aliată şi suflare cu oxigen gazos.

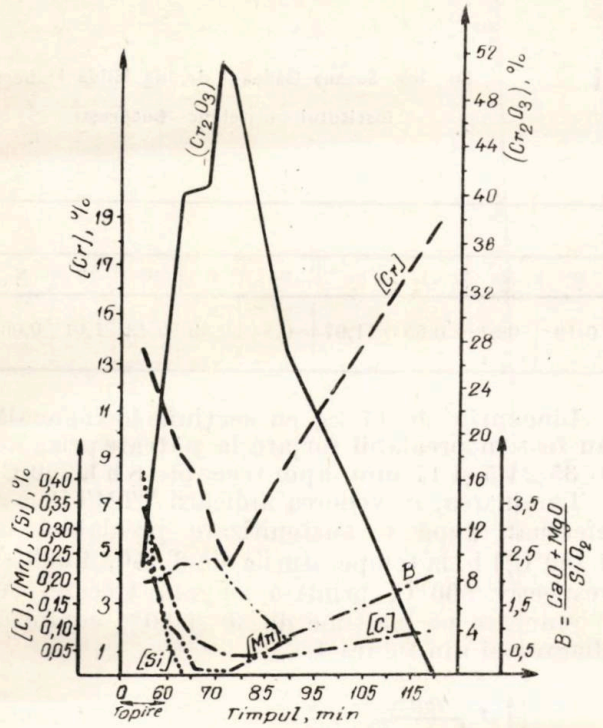


Fig. 6. Desfăşurarea şarjei *C*, în cazul elaborării oţelului inoxidabil, folosind încărcătură aliată şi suflare cu oxigen gazos.

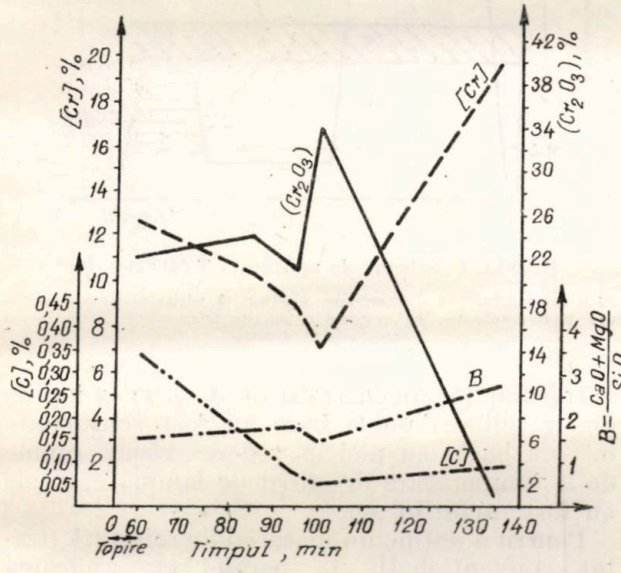


Fig. 7. Desfăşurarea şarjei *D*, în cazul elaborării oţelului inoxidabil, folosind încărcătură aliată şi suflare cu oxigen gazos.

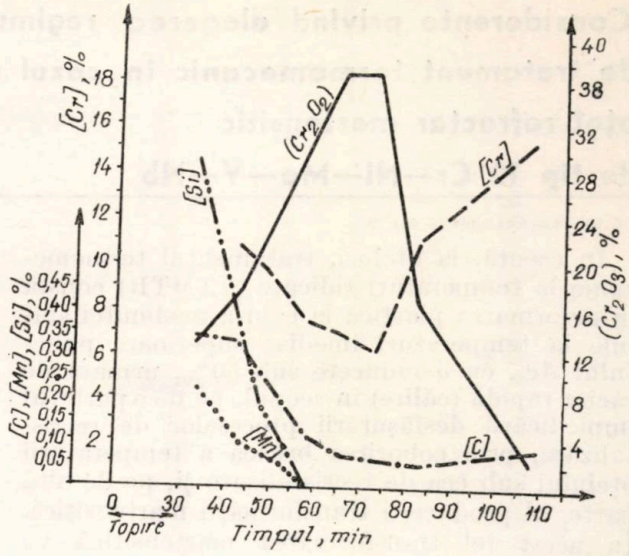


Fig. 8. Desfăşurarea şarjei *E*, în cazul elaborării oţelului inoxidabil, folosind încărcătură aliată şi suflare cu oxigen gazos.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cuida O. şi Gavrilă C. *Studiu de orientare privind fabricarea oţelurilor inoxidabile în R.S. România.* ICEM, 1972.

[2] Hilty D.C. *Electric furnace steel making.* Vol. II, 1962.

[3] Antoine L., Cadart M., Caillard J., Debras M. şi Malefaut Jy. *Elaboration des aciers inoxydables, affinage sous vide.* Simpozion în R.S.R., noiembrie, 1972.

[4] Danielka A. *Experimentări cu privire la prelucrarea deşeurilor de oţeluri inoxidabile, în cuptoare electrice cu arc, prin folosirea oxigenului.* Hutnické Listy, nr. 8, 1963.

[5] Ard J. W. *An introduction to the physical chemistry of Iron and Steel Making.* Londra, 1962.

[6] Chelmu C. *Aspecte metalurgice ale elaborării oţelurilor inoxidabile.* ICEM, Cercetări metalurgice 13, 1972, p. 265–272.

[7] Colin J. *Techniques d'élaboration des aciers inoxydables utilisées en 1968.* C.I.T. nr. 7–8, 1969, p. 1823–1834.

[8] Kocio V. S., Eremin V. E. şi Grunin V. S. *K voprosu o raţionalnom upravlenii periodom rasplavlenia şihti v electropeciah pri proizvodstve nerjaveiuşcei stali.* Stal, nr. 2, 1970, p. 133–134.

Considerente privind alegerea regimului de tratament termomecanic în cazul unui oțel refractar martensitic de tip 12 Cr—Ni—Mo—V—Nb

Dr. ing. Suzana Gâdea și dr. ing. Hilda Hubert

Institutul politehnic—București

CZ 669.14.018.44—194.55:621.78

În esență, la oțeluri, tratamentul termomecanic la temperaturi ridicate (TTMTR) constă în deformarea plastică la cald a austenitei stabile la temperaturi imediat superioare punctului Ac_3, cu o reducere sub 50%, urmată de răcire rapidă (călire) în scopul, pe de o parte, al împiedicării desfășurării proceselor de recristalizare, prin coborîrea bruscă a temperaturii oțelului sub cea de recristalizare și, pe de altă parte, al producerii transformării martensitice. În acest fel transformarea martensitică va decurge în limitele structurii fine în blocuri a austenitei ecruisate, caracterizată printr-o mare densitate de dislocații, deci în condiții energetice favorabile formării unei martensite fine, asigurînd oțelului în stare călită proprietăți mecanice net superioare [1]. De asemenea, faptul că această martensită dispersă este puternic saturată cu dislocații, va avea implicații radicale și asupra mecanismului și cineticii proceselor de descompunere a martensitei și de precipitare de carburi aliate la încălzirea ulterioară; astfel, este de așteptat ca și după revenirea finală să rezulte structuri deosebit de disperse și stabile, cu proprietăți îmbunătățite față de cele tratate clasic.

Acestea fiind principalele fenomene structurale care explică natura durificării realizate prin aplicarea TTMTR rezultă dependența directă a eficienței acestuia de alegerea corectă a regimului concret de deformare și tratament termic.

Scopul lucrării de față este de a prezenta și verifica experimental criteriile specifice care trebuie să stea la baza stabilirii parametrilor tehnologici optimi ai TTMTR în cazul particular al unui oțel refractar complex aliat, de tip 12 Cr-Ni-Mo-V-Nb, astfel încît să rezulte efecte maxime de durificare și, în același timp, stabile pînă la temperaturile de lucru ale acestui oțel (600°C). Rezultatele prezentate fac parte din cercetările preliminare care au precedat lucrările mai complexe de evidențiere a efectelor deformării plastice a austenitei stabile asupra transformărilor la revenire ale oțelurilor aliate cu 12% Cr, dezvoltate în cadrul altor lucrări [2], [3].

Metodica experimentală

Cercetările s-au efectuat pe o șarjă de oțel Refricem II, elaborată într-un cuptor cu inducție de înaltă frecvență de 50 kg, avînd următoarea compoziție chimică, %:

C	Mn	Si	Cr	Mo	V	Nb	Ni	N
0,19	0,51	0,55	11,97	0,5	0,33	0,43	1,01	0,06

Lingourile de 17 kg cu secțiune hexagonală au fost în prealabil forjate la pătrate priză de □35;24,5 și 17 mm, apoi recoapte 8 h la 750°C.

Laminarea, în vederea aplicării TTMTR, s-a efectuat după o austenitizare prealabilă la 1 150°C/1 h, la temperaturile de 1 150, 1 000 și respectiv 900 °C, printr-o singură trecere, cu o reducere pe înălțime de 30 și 50% conform diagramei din figura 1.

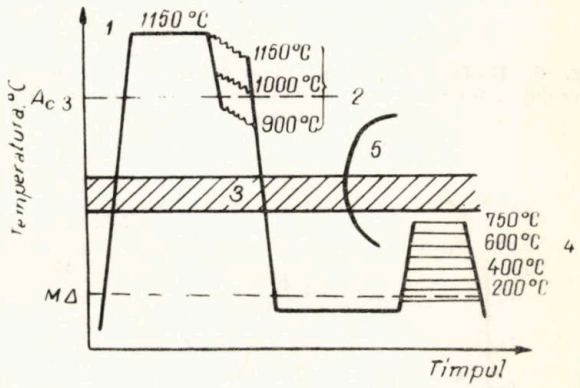


Fig. 1. Schema de aplicare a TTMTR:

1 — austenitizare; *2* — deformarea plastică (3 variante); *3* — temperatura de recristalizare; *4* — revenire la diferite temperaturi; *5* — începutul transformării izoterme.

Imediat (la un interval de 3—5 s) la ieșirea dintre cilindri unele bare au fost scufundate într-un bazin cu ulei în vederea răcirii rapide de la temperatura de sfîrșit de laminare, altele au fost răcite în aer.

Pentru a obține un material de referință (tratat convențional), în paralel cu aplicarea TTMTR, o serie de probe s-au călit în aer sau în ulei în aceleași momente, fără a fi supuse în prealabil unei deformări.

Probele pentru încercările mecanice și măsurătorile de duritate care trebuiau să ilustreze comparativ stabilitatea efectelor de durificare realizate prin TTMTR și tratamentul termic clasic, în stare finală de utilizare, au fost supuse unei reveniri la 670°C/3h aer.

Măsurătorile de duritate (HV30), analizele metalografice și roentgenografice s-au făcut pe probe în stare călită. Pentru evidențierea

limitelor de grăunte în stare călită (sau revenită) s-au aplicat atacuri succesive într-o soluţie saturată de acid picric în apă, cu adaosuri de HCl şi înhibitori.

Mărimea grăunţilor (suprafaţa medie *Sm*) s-a determinat prin metoda cercului [4].

Pentru microscopia electronică s-au pregătit replici în două trepte şi replici de extracţie [5], examinarea lor făcîndu-se la un microscop JEM 7 A.

Determinarea elementelor substructurale (densitate de dislocaţii, mărimea blocurilor în mozaic şi tensiunile de ordinul II) s-a efectuat la un difractometru Siemens prin măsurarea lăţirii liniilor de difracţie β (110) şi β(211) ale martensitei după metodica din lucrarea [6].

Cercetări experimentale

Stabilirea regimului optim de TTMTR pentru oţelul cu 12% Cr complex aliat a avut la bază criteriul creării şi transmiterii cît mai complete în structura martensitică a unui efect maxim de deformare, în limitele asigurate de obicei de TTMTR, astfel încît să fie substanţial îmbunătăţite şi caracteristicile mecanice, chiar după revenire finală înaltă.

Parametrii tehnologici principali ai TTMTR sînt în ordinea în care intervin în operaţiile de deformare şi tratament termic: temperatura de austenitizare, temperatura de deformare, gradul de deformare, timpul — pauza — de la sfîrşitul deformării şi introducerea în mediul de răcire şi viteza de răcire după deformare. Aceştia pot asigura proprietăţi optime, luînd în consideraţie şi posibilităţile concrete de realizare practică, numai între anumite limite destul de restrînse recomandate de literatură [1], [6], [7], pentru diferite tipuri de oţeluri; investigaţiile necesare în vederea fixării regimului de TTMTR în cazul oţelului refractar s-au efectuat în jurul acestor limite.

a) *Temperatura de austenitizare* s-a adoptat de 1150°C pentru a asigura dizolvarea cît mai completă a carburilor şi omogenizarea austenitei.

b) *Temperatura de deformare* trebuie astfel aleasă încît deformarea plastică să se efectueze în domeniul austenitei stabile, dar la limita inferioară a acestuia pentru a evita desfăşurarea proceselor de recristalizare.

Din punct de vedere al asigurării eficienţei maxime a TTMTR [7], [8], [9], [10], deci al conservării totale a energiei de deformare înmagazinate, ideal este ca recristalizarea austenitei să nu se producă deloc sau eventual numai parţial (prin germinare), cînd grăunţii devin echiaxi dar sînt foarte fini. De aceea, pentru oţelurile de construcţie tratate termomecanic se recomandă ca deformarea să se efectueze la o temperatură ceva mai joasă decît cea de austenitizare. În cazul oţelului complex aliat austenitizat la 1 150°C, răcirea pînă la o temperatură de deformare mai joasă ar facilita un proces de precipitare de carburi aliate, cu un efect similar unei austenitizări insuficiente. S-au impus deci unele verificări experimentale, pentru a stabili care din cele două fenomene cu efecte contrare — pe de o parte separarea de carburi ce implică înmuierea — şi pe de altă parte evitarea recristalizării ce determină durificarea — are o influenţă mai pronunţată determinînd alegerea temperaturii corecte de deformare. S-au experimentat trei regimuri de TTMTR cu aplicarea deformării la 900, 1 000 şi 1 150°C, în scopul alegerii acelei temperaturi de deformare care asigură cele mai bune proprietăţi după revenire finală.

c) *Gradul de reducere la deformarea plastică* deşi acţionează direct asupra durificării austenitei poate asigura o eficienţă maximă a TTMTR numai într-un interval optim limitat între 30—50% [1], [7], [8]. În consecinţă, pentru oţelul experimentat s-au adoptat de la început două grade de reducere, plasate la extremităţile domeniului indicat, şi anume de 30 şi 50%.

Variantele de TTMTR aplicate oţelului cu 12% Cr complex aliat, în concordanţă cu criteriile teoretice şi recomandările prezentate, sînt ilustrate schematic în figura 1. Ele includ o austenitizare la 1 150°C, deformarea plastică la 900, 1 000 sau 1 150°C, cu 30 sau 50% reducere, răcire rapidă (ulei) de la temperatura de sfîrşit de deformare şi revenire la diferite temperaturi pînă la 750 °C.

Din figurile 2 şi 3 rezultă influenţa temperaturii de deformare (pentru 30% reducere) asupra proprietăţilor mecanice ale oţelului studiat.

Se observă clar că, indiferent de starea oţelului (TTMTR, călit clasic sau revenit) duritatea şi caracteristicile de rezistenţă cresc o dată cu temperatura de deformare; de asemenea apare un decalaj pozitiv în favoarea stării deformate anterior, fapt care confirmă menţinerea efectului favorabil al ecruisării austenitei pînă la reveniri înalte. În schimb valorile caracteristicilor de plasticitate (δ, Z) mai reduse pentru stările deformate la temperaturi joase (900 şi 1 000°C) devin chiar superioare celor ale stării clasice, pentru deformări la o temperatură egală cu cea de austenitizare (1 150°C).

Prin urmare, din punct de vedere al proprietăţilor mecanice, temperatura de deformare de 1 150°C asigură un complex optim de rezistenţă şi plasticitate.

Din diagrama din figura 4 rezultă că în cazul oţelului refractar supus TTMTR la 1 150°C, reducerea cu 30% asigură cele mai ridicate valori pentru duritate şi rezistenţele de rupere şi curgere, la menţinerea constantă a caracteristicilor de plasticitate (δ, Z); pentru 50% re-

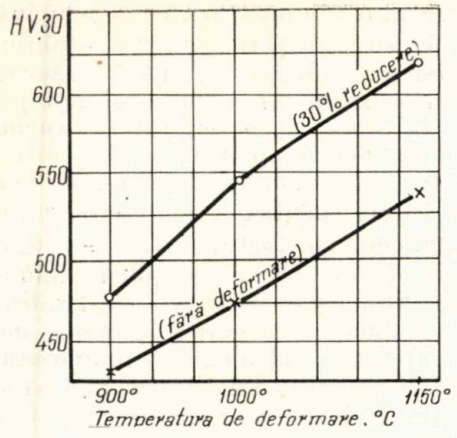
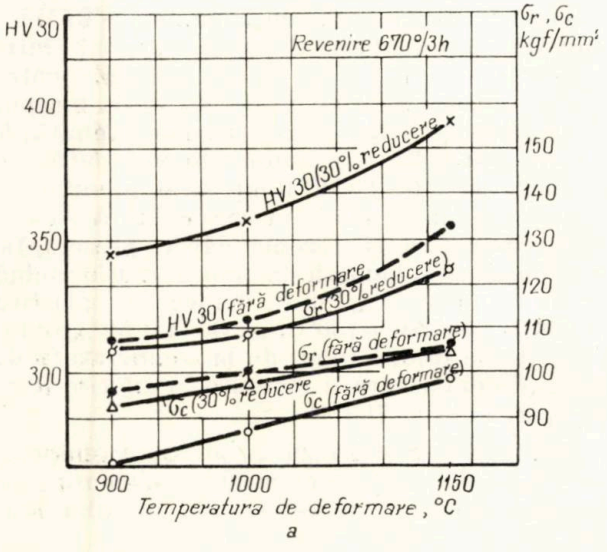


Fig. 2. Influenţa temperaturii de deformare la TTMTR (temperatura de austenitizare 1 150°C, 30 % reducere), respectiv a temperaturii de călire (la stările nedeformate) asupra durităţii HV 30 a oţelului călit.



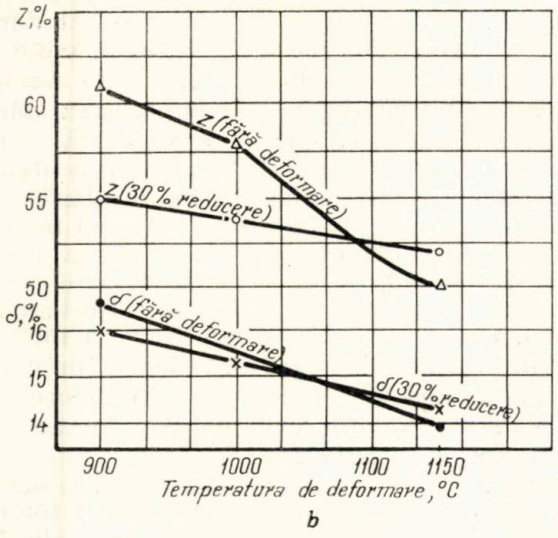


Fig. 3. Influenţa temperaturii de deformare (la TTMTR cu 30 % reducere), respectiv a temperaturii de călire (la stările nedeformate) asupra durităţii şi caracteristicilor de rezistenţă (*a*) şi plasticitate (*b*) ale oţelului revenit la 670°C/3 h.

ducere se constată o anomalie în ceea ce priveşte valoarea durităţii numai după călire, care nu poate fi explicată decît analizînd şi modificările structurale concrete care inter-

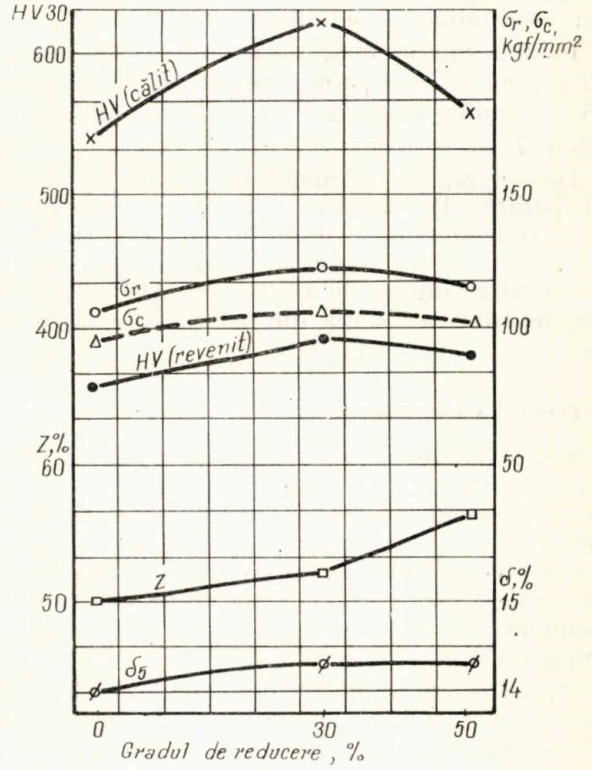


Fig. 4. Influenţa gradului de reducere la TTMTR (austenitizare şi deformare plastică la 1 150°C) asupra durităţii şi caracteristicilor de rezistenţă şi plasticitate ale oţelului revenit la 670°C/3 h.

vin. Astfel, din figura 5 rezultă că în acest caz grăunţii de austenită sînt mult mai fini, şi anume diametrul mediu al grăunţilor este de 10 μm, faţă de 15 μm la starea clasică, şi de 12 μm la starea TTMTR cu 30 % reducere, ceea ce va asigura în mod corespunzător şi o finisare a lamelelor de martensită. Deci după aprecierea valorilor caracteristicilor mecanice ale stării de revenire finală se poate admite că şi deformarea cu 50 % reducere se înscrie în limitele unui regim optim. În continuare se vor analiza modificările structurale posibile şi cele care apar în oţelul cu 12 % Cr complex aliat, chiar din primele etape ale tratamentului termomecanic.

Modificări structurale în austenita deformată

Transformările structurale ce au loc în austenită în cursul deformării plastice la cald sînt cele legate de fenomenele tipice de ecruisare intensă, caracteristice reţelei cubice cu feţe centrate, şi anume : alungirea grăunţilor, creşterea densităţii de dislocaţii, formarea macleor şi a aglomerărilor defectelor de împachetare, micşorarea dimensiunilor blocurilor în mozaic etc. Astfel, datorită mobilităţii mari a atomilor, chiar la deformări relativ mici, se obţine

o fragmentare intensă a grăunţilor de austenită — o substructură foarte fină; starea austenitei devine în afară de echilibru şi tinde către o formă de stabilitate termodinamică — prin recristalizare. Prin coborîrea temperaturii de deformare reducerea la minimum posibil a „pauzei" pînă la călire şi aplicarea unei răciri

— la deformare la o temperatură identică cu cea de austenitizare are loc recristalizarea de ordinul I, grăunţii echiacşi sînt însă fini şi uniformi (fig. 6, *c*);

— în lipsa deformării (fig. 6, *d*), structura austenitei este caracterizată de o granulaţie

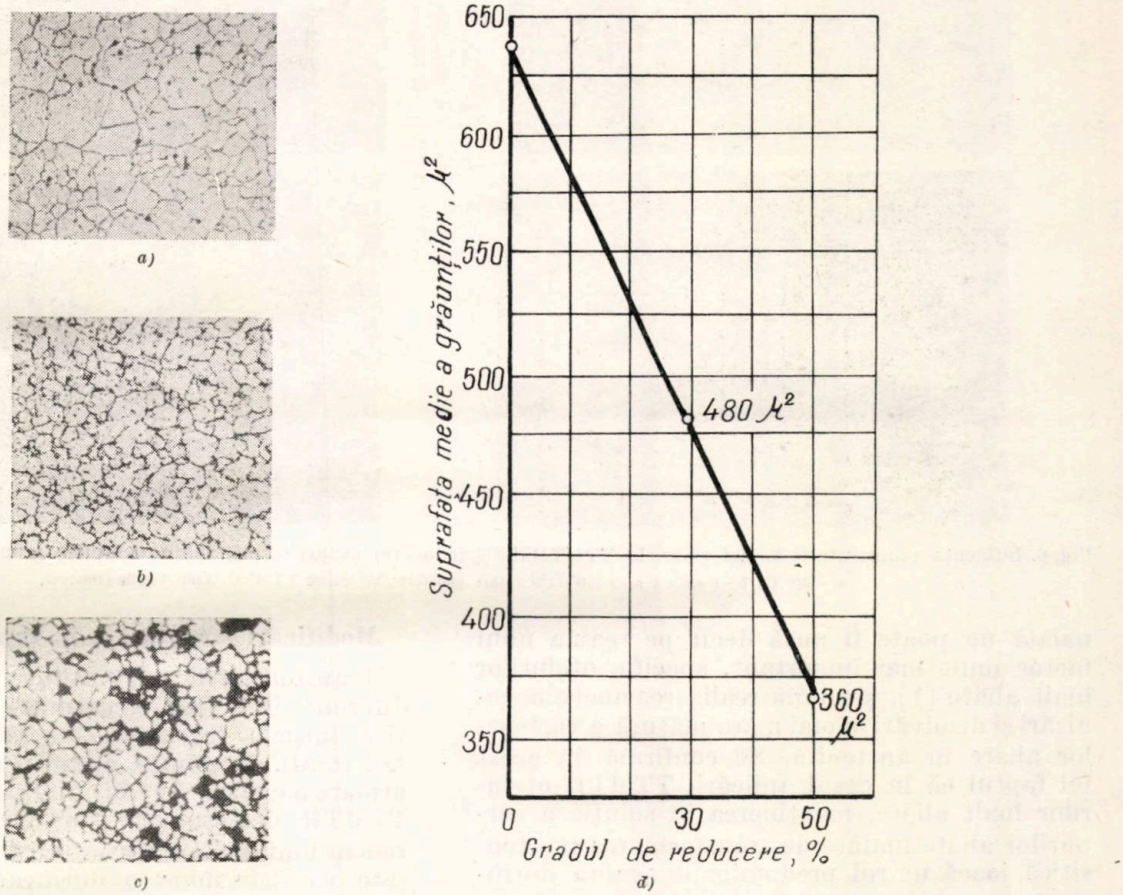


Fig. 5. Influenţa gradului de reducere la TTMTR (austenitizare şi deformare plastică la 1 150°C) asupra mărimii grăunţilor de austenită recristalizaţi: *a* — nedeformat (TT clasic); *b* — 30 %; *c* — 50 % reducere. Atac-soluţie saturată de acid picric cu adaos de HCl (100:1).

rapide fie că se evită total recristalizarea, fie că are loc numai o recristalizare parţială de ordinul I fără coalescenţa grăunţilor; grăunţii deformaţi îşi recapătă forma echiaxială dar structura rămîne fină, menţinîndu-se pînă la temperatura transformării martensitice (M_s) o substructură fină a austenitei.

Dintre modificările ce intervin în structura austenitei deformate nu au putut fi puse în evidenţă decît cele legate de dimensiunile, forma şi caracterul limitelor de grăunte, şi anume:

— la deformare la temperaturi mai joase decît temperatura de austenitizare (900 şi 1 000°C) se evită recristalizarea, grăunţii de austenită străbătuţi de macle rămînînd alungiţi (fig. 6 *a,b*), însă foarte mari şi neuniformi ca mărime; limitele lor au un caracter uşor zimţat datorită deformării mai intense în aceste zone;

mare şi neomogenă ca mărime (punctaj mixt între 8 şi 4, conform ASTM).

Din experimentările de faţă, corelînd observaţiile microstructurale analizate în figura 6, care atestă producerea recristalizării o dată cu creşterea temperaturii de deformare, cu rezultatele încercărilor mecanice (fig. 2 şi 3), se constată o comportare cu totul contradictorie reprezentării teoretice despre concordanţa deplină dintre gradul de ecruisare al austenitei deformate şi efectul TTMTR relevat în numeroase lucrări [1], [8]. Admiţînd părerile unor autori [7], potrivit cărora decurgerea stadiilor iniţiale de recristalizare nu influenţează negativ asupra proprietăţilor mecanice, de asemenea explicaţia dată de J. B. Mitchell şi R.A. Grange [11] despre influenţa favorabilă a temperaturilor ridicate de deformare asupra întîrzierii proceselor de recristalizare, comportarea sem-

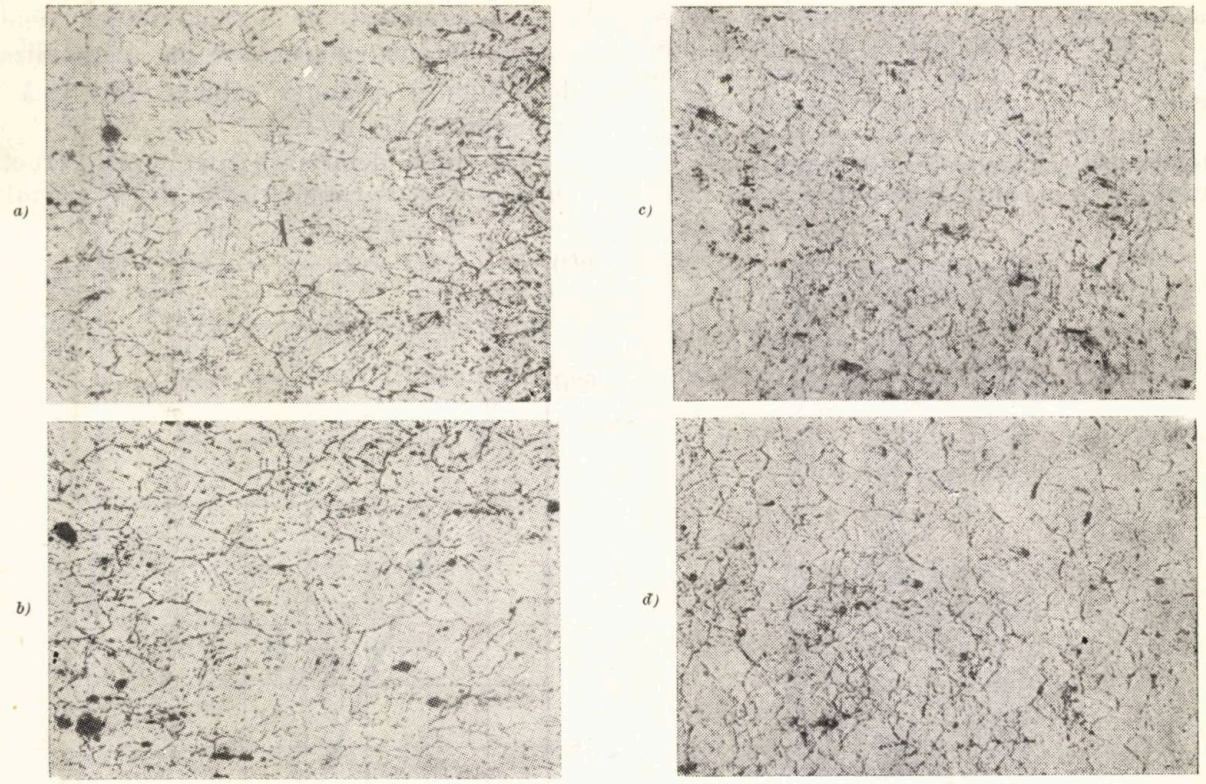


Fig. 6. Influenţa temperaturii de deformare la TTMTR (30 % reducere) asupra formei şi dimensiunilor grăunţilor de austenită: *a* – 900°C; *b* – 1 000°C; *c* – 1 150°C; *d* – stare nedeformată (călire 1 150° C. Atac Vilella (100 : 1).

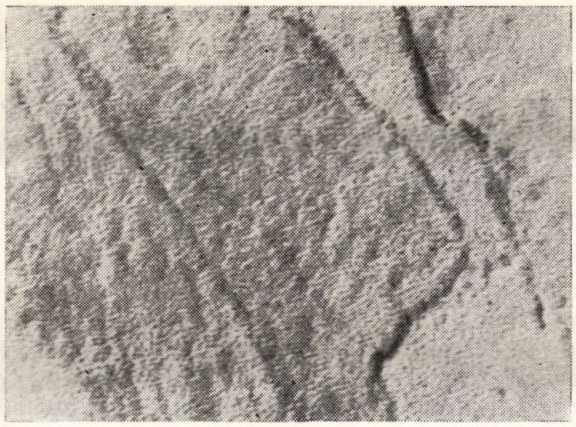
nalată nu poate fi pusă decît pe seama unui factor mult mai important, specific oţelurilor înalt aliate [1], şi anume realizarea unei omogenizări şi dizolvări în mai mare măsură a carburilor aliate în austenită. Se confirmă în acest fel faptul că în cazul aplicării TTMTR oţelurilor înalt aliate, menţinerea în soluţie a carburilor aliate înainte de transformarea martensitică joacă un rol predominant asupra durificării martensitei (prin ecruisare fazică), depăşind chiar rolul de necontestat al durificării prin ecruisare mecanică (fără recristalizare). Prin urmare, temperatura de deformare nu trebuie să fie sub cea de austenitizare optimă, chiar dacă în acest fel procesele de recristalizare nu pot fi total evitate; pe de altă parte, în cazul special al oţelurilor refractare, producerea recristalizării într-o fază incipientă devine chiar avantajoasă [1], [7].

În ceea ce priveşte influenţa gradului de deformare aplicat la aceeaşi temperatură de deformare (1 150°C) asupra mărimii grăunţilor de austenită recristalizaţi (fig. 5) — de finisare şi uniformizare — aceasta poate fi pusă în legătură cu creşterea numărului de germeni de recristalizare, ca rezultat al creşterii extensiunii marginilor grăunţilor şi blocurilor în mozaic, fiind în concordanţă cu faptul bine cunoscut că la sfîrşitul recristalizării de ordinul I, dimensiunile grăunţilor sînt cu atît mai mici, cu cît gradul de deformare creşte [12].

Modificări structurale în martensită

Transformarea martensitică propriu-zisă, indiferent de starea structurală a fazei austenitice iniţiale (ecruisată, recristalizată parţial sau total), determină o durificare specifică, ca urmare a efectului ecruisării fazice. La aplicarea TTMTR desfăşurarea transformării martensitice în limitele structurii fine a austenitei ecruisate va determina o durificare suplimentară atribuită efectelor cumulate ale finisării şi modificării morfologiei martensitei (din aciculară în lamelară), creşterii densităţii de dislocaţii şi tensiunilor de ordinul II, micşorării dimensiunilor blocurilor în mozaic, maclării lamelelor de martensită, precipitării de carburi pe maclele şi planele de alunecare din martensită (durificare dispersă) etc. Într-un studiu de sinteză privind efectele principale ale TTMTR asupra structurii martensitei M.L. Bernştein [1] arată că nu s-a stabilit încă o unitate de vederi în privinţa rolului şi ponderii fiecăruia dintre factorii structurali enumeraţi, fiind necesare încă experimentări şi studii mai precise.

În cazul concret al oţelului complex aliat călit, după aplicarea regimului optim de TTMTR, se constată un efect evident de creştere a dispersiei structurii martensitice (fig. 7, *b*,*c*) apreciat, conform măsurătorilor efectuate la microscopul electronic pe replici de suprafaţă (în două trepte), unei reduceri a lungimii medii a cristalelor de martensită de la 10—15 μm

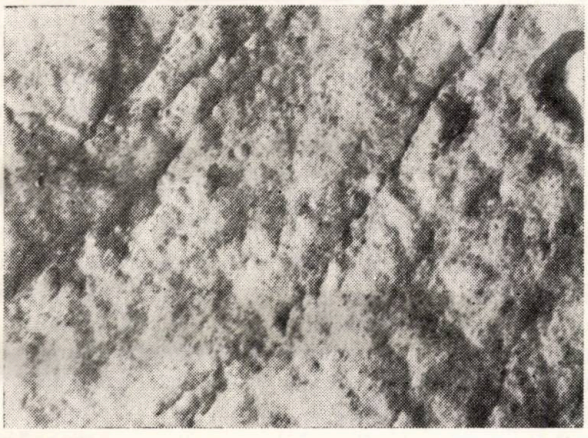


a)

a)

b)

b)



c)

c)

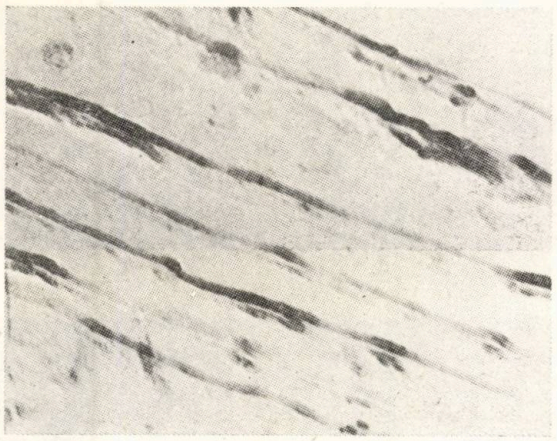
Fig. 7. Influenţa gradului de reducere aplicat la TTMTR(austenitizare şi deformare plastică la 1 150°C) asupra structurii oţelului călit:

a – nedeformat; *b* – 30%; *c* – 50% reducere. Stînga: atac Vilella (400:1). Dreapta: micrografii electronice după replici în două trepte – colodiu-carbon-umbrire aliaj Au–Pd(35 200:1).

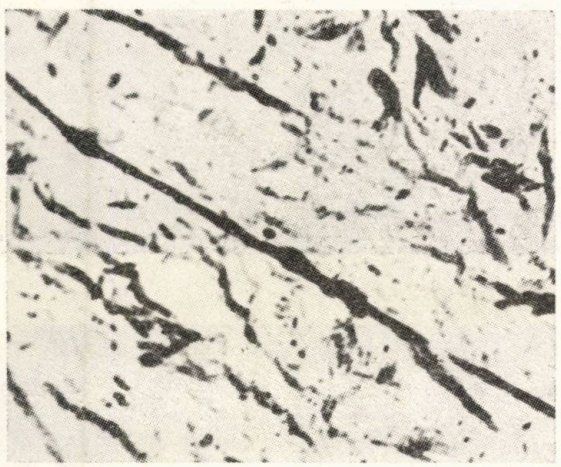
pentru starea clasică (fig. 7,*a*) la 5—6 μm pentru starea TTMTR cu 50% deformare. Martensita din aciculară devine lamelară, fiind la fel orientată pe pachete (fig. 7, *b*) şi străbătută de numeroase plane de alunecare, care o subîmpart în domenii cu aspect alungit; spre deosebire de această substructură orientată, domeniile din interiorul acelor de martensită (fig. 7, *a* şi 8, *a*) apar echiaxiale.

Atacul mai intens al limitelor lamelelor de martensită (mai intens umbrite) pentru TTMTR cu 30% reducere denotă (fig. 7, *b* şi 8, *b*) un

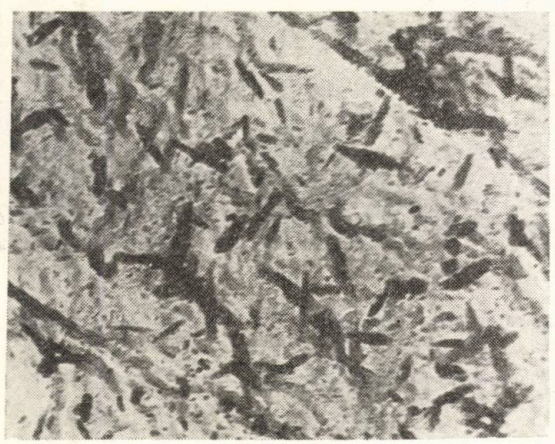
proces de separare de carburi fine în cursul răcirii (autorevenire). În schimb, pentru TTMTR cu 50% reducere, replica de extracție (fig. 8, *c*), precum și rugozitatea ridicată a replicii de suprafață (fig. 7, *c*) indică direct prezența a numeroase precipitate lamelare de carburi M_3C atît în interiorul, cît și pe limitele cristalelor de martensită. Acest stadiu avansat de descompunere a martensitei după călire (comparabil cu o revenire la 100—200°C) explică de ce pentru o granulație mult mai fină (fig. 5, *c*) oțelul TTMTR cu 50% reducere are o duritate asemănătoare cu cea a stării nedeformate (fig. 4).



a)



b)



c)

Fig. 8. Influența gradului de reducere aplicat la TTMTR (austenitizare și deformare plastică la 1 150°C) asupra structurii oțelului călit:

a — nedeformat; *b* — 30%; *c* — 50% reducere.

Micrografii electronice — replici de extracție cu carbon (35 200 :1).

Deși micșorarea accentuată (2—3 ori) a lamelelor de martensită prin TTMTR contribuie la ridicarea caracteristicilor de rezistență ale oțelului, ea nu reprezintă factorul determinant al durificării obținute, întrucît același efect se poate realiza și prin călire obișnuită (austenitizare la temperaturi mai joase), fără însă a se atinge performanțele proprii aplicării tratamentului termomecanic. Admițînd că și în cazul oțelului cu 12% Cr complex aliat rolul principal în durificarea realizată prin TTMTR revine fragmentării intense a structurii fine a austenitei și a martensitei se vor prezenta rezultatele determinărilor efectuate în acest sens pe cale roentgenografică.

Creșterea lățirii liniilor de difracție β (110) și β(211)o dată cu creșterea temperaturii de deformare (fig. 9, *b*), deci în sensul producerii recristalizării care ar implica o comportare inversă, arată indirect o descreștere a tetragonalității martensitei prin procesul de separare de carburi în cursul deformării. Pe de altă parte, faptul că lățirea liniilor de difracție pentru deformarea cu 30% reducere, la 1 150°C, pentru ambele linii este maximă în stare călită (fig. 9, *a*, *b*), demonstrează nu numai menținerea în soluție în mai mare măsură a carburilor (gradul maxim de tetragonalitate) dar și acumularea unui efect de durificare prin finisarea substructurii, deși recristalizarea s-a produs. În acest fel se explică și creșterea importantă (cu 150 unități HV) a durității în stare călită, unde gradul de tetragonalitate hotărăște valoarea durității oțelului și chiar (cu 50 unități HV) după revenire finală la 670°C, față de starea deformată la 900°C, cînd carburile dizolvate în martensită reprecipită masiv și dirijat sub o formă foarte dispersă (fig. 2, 3, 4).

Ca urmare a desfășurării unor procese de redistribuire a dislocațiilor încă de la temperaturile ridicate la care se efectuează deformarea, substructura matricei oțelului complex aliat supus TTMTR este mult mai stabilă termic, contribuind în interacțiune cu fazele de carburi aliate, deosebit de disperse și stabile la coalescență, la creșterea substanțială a stabilității la revenire pînă la temperaturi ridicate. Regimul de TTMTR recomandat va asigura dezideratele impuse structurii unui oțel rezistent la fluaj.

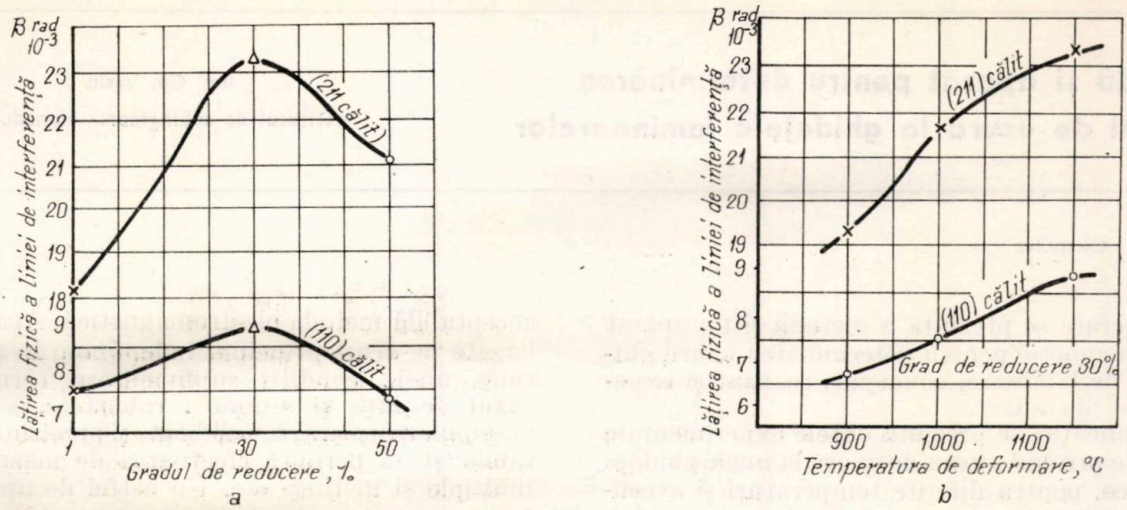


Fig. 9. Influența gradului de reducere (*a*) și a temperaturii de deformare (*b*) la TTMTR asupra substructurii martensitei (lățirea β a liniilor de difracție (110) și (211).

BIBLIOGRAFIE

[1] Bernștein M.L. *Termomehaniceskaia obrabotka metallov i splavov.* Vol. I, II, Moscova, 1968.

[2] Hubert H. *Autoreferat „Influența deformării plastice prealabile asupra mecanismului descompunerii martensitei la revenirea oțelurilor inoxidabile cu 12% Cr.* Institutul politehnic—București, 1972,

[3] Hubert H. *Influența deformării plastice a austenitei stabile asupra mecanismului transformărilor la revenirea unui oțel refractar complex aliat cu 12% Cr—Ni—Mo—V—Nb.* Studii și cercetări de metalurgie, nr. 2, 1972.

[4] Schumann H. *Metalografia.* București, Ed. tehnică, 1962.

[5] Hubert H. *Metode de examinare a probelor în metalografia electronică.* Metalurgia, nr. 6, 11, 1965.

[6] Geru N. *Determinarea lățirii reale a liniilor de difracție de pe roentgenograme.* Studii și cercetări de metalurgie, nr. 2, 1970.

[7] Drăgan N. *Condiții optime de tratament termomecanic al produselor laminate.* O.D.P.T., 1967.

[8] Ivanova V.S. și Gordienko L.K. *Novîie puti povișenia procinosti metallov.* Moscova, 1964.

[9] Braslawski D.I. *Tratamentul termomecanic al unui oțel refractar din clasa martensitică.* Metallî, nr. 5, 1965.

[10] Kulinicev G.P. *Proprietățile oțelurilor martensitice îmbătrînite prin deformare.* MITOM, nr. 4, 1969.

[11] Grange R. A. și Mitchell J.B. T.A.S.M., 1961, vol. 53, p. 157.

[12] Gorelîk S.S. *Rekristalizația metallov i splavov.* Moscova, 1967.

Metodă şi aparat pentru determinarea vitezei de uzură la ghidajele laminoarelor

Ing. Gh. Vasiu
Institutul de subingineri — Hunedoara

CZ 621.771 : 620.178.162

În lucrare se prezintă o metodă şi un aparat electromagnetic pentru determinarea uzurii ghidajelor de laminare, conceput, realizat şi experimentat de autor.

Ca aplicaţie, se prezintă datele experimentale obţinute privind viteza de uzură la unele ghidaje cilindrice, pentru diferite temperaturi şi excentricităţi de montare a ghidajelor respective.

Metodă şi aparat electromagnetic pentru determinarea uzurii

În industria laminării oţelului, consumul specific al ghidajelor este încă deosebit de mare, datorită uzurii excesive dintre laminat şi ghidaj. Cauzele acestei uzuri sînt multiple : lipsa justificată a ungerii hidrodinamice, aderenţa accentuată şi neuniformă a suprafeţelor metalice în contact (cu grad de prelucrare scăzut), viteza relativ mare de deplasare a laminatului prin ghidaj, existenţa unor vibraţii mecanice apreciabile, temperatura ridicată a suprafeţelor în contact, precum şi montajul excentric al ghidajului faţă de poziţia normală de funcţionare. Pentru a determina ponderea influenţei fiecăreia din cauzele amintite asupra uzurii ghidajelor de laminare este necesară cunoaşterea practică a vitezei de uzură (în timp) pentru fiecare cauză în parte. De asemenea, este interesantă şi concluzionabilă determinarea influenţei simultane a unui grup de cauze (de exemplu, prezenţa simultană a excentricităţii de montare, a temperaturii ridicate ş.a.) asupra uzurii excesive a ghidajelor de laminare.

Uzura, percepîndu-se prin modificarea dimensiunii corespunzătoare sau a masei pieselor, poate fi determinată prin orice metodă de măsurare a lungimilor, respectiv pe cale gravimetrică. Această din urmă metodă implică demonstrarea şi cîntărirea pieselor, deci întreruperea funcţionării agregatului, ceea ce în cazul laminoarelor ar constitui o metodă foarte costisitoare.

Măsurarea variaţiei dimensiunii unei piese, inaccesibilă determinării directe cu instrumentele pentru lungimi, se poate face fie prin metoda măsurării spaţiului ce se crează prin uzură în raport cu o suprafaţă de referinţă (pe cale capacitivă sau a întrefierului), fie prin metoda variaţiei secţiunii piesei. În cazul ghidajelor, trecerea laminatului prin ele, cît şi dimensiunea relativ mare a golului acestora fac aplicarea primei metode ineficientă, rămînînd în consecinţă acceptabilă metoda electromagnetică. Aparatele bazate pe acest principiu îndeplinesc în acelaşi timp unele condiţii suplimentare cerute în cazul de faţă şi anume : robusteţe, supleţe, manipulare uşoară, sensibilitate şi precizie acceptabile şi să permită efectuarea de măsurători multiple şi în timp etc. Un astfel de aparat a fost conceput, realizat şi experimentat de autor la Combinatul siderurgic — Hunedoara.

Schema electrică de principiu a aparatului electromagnetic (fig. 1) conţine un miez

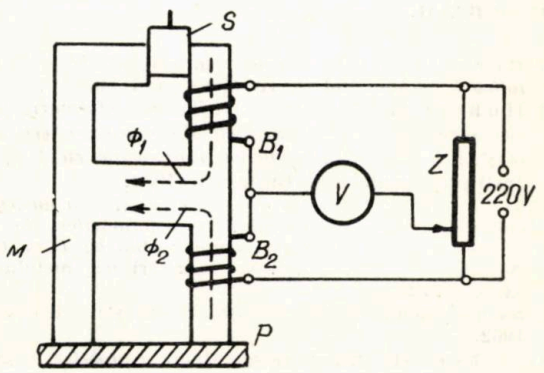


Fig. 1. Schema electrică de principiu a aparatului electromagnetic.

magnetic M, două bobine de magnetizare B_1 şi B_2, un şunt magnetic S, un voltmetru înregistrator V şi o impedanţă de echilibrare Z. Cu P s-a notat piesa (ghidajul de laminare) a cărui uzură se măsoară.

Pentru o piesă P neuzată, cu secţiunea transversală s, se reglează poziţia şuntului magnetic S, pînă cînd voltmetrul V indică o valoare minimă, apoi se reglează cursorul impedanţei Z, pînă voltmetrul indică valoarea zero. În acest moment, ştiind că numărul de spire N_1 şi N_2 al bobinelor B_1 şi B_2 este acelaşi, rezultă :

$$\begin{aligned} \Phi_1 &= \Phi_2 \\ R_{M_1} &= R_{M_2} \\ E_1 &= E_2 \end{aligned} \qquad (1)$$

unde Φ_1 şi Φ_2 sînt fluxurile magnetice create de bobinele B_1 şi B_2, R_{M_1} şi R_{M_2} — reluctanţele magnetice ale celor două „ochiuri" magnetice,

iar E_1 și E_2 — fazorii tensiunilor pe cele două bobine. Prin urmare, cursorul impedanței Z are o poziție mediană, iar bornele voltmetrului au același potențial, deci indicația aparatului este :

$$U_v = 0 \qquad (2)$$

Dacă secțiunea s a piesei P se micșorează (ghidajul de laminare se uzează), condițiile (1) nu mai sînt îndeplinite, iar relația (2) devine :

$$U_v \neq 0 \qquad (3)$$

Aparatul înregistrează în permanență variația U_v, depinzînd numai de variația secțiunii utile a piesei P de controlat.

Miezul magnetic M trebuie să fie nesaturat, pentru a limita fluxul de scăpări care s-ar închide prin spațiul dintre brațele miezului. Piesa P trebuie să fie saturată magnetic, pentru a asigura o variație sensibilă a reluctanței R_{M_2}, deci o variație sensibilă a mărimii U_v, cînd secțiunea s se micșorează prin uzură.

Stabilindu-se :

$B_M = 1$ Wb/m² — inducția magnetică în miezul M, corespunzătoare porțiunii liniare a curbei de magnetizare a materialului (tole de transformator de 0,35 mm grosime, folosite în țară : ARMCO—M6) ;

$B_P = 1{,}5$ Wb/m² — inducția magnetică în piesa P, corespunzătoare porțiunii saturate a curbei de magnetizare a materialului (masiv OL 38—OL 42) ;

$U = 220$ V — tensiunea alternativă de alimentare a aparatului;

$b = 25$ mm — grosimea maximă a piesei P ;

$a = 2b = 50$ mm — lățimea de dispersie a fluxului $Ø_2$ în piesa P ;

$l_1 = 400$ mm, $l_2 = 200$ mm — dimensiunile de gabarit ale miezului (fig. 2) și ținînd seamă de relațiile de calcul al circuitelor magnetice :

$$\left.\begin{aligned} &\Sigma HL = NI ; \quad I = \frac{U}{(R^2 + X^2)^{1/2}} \\ &B = \mu H \ ; \quad Ø = BS \\ &R_M = \Sigma \frac{l}{\mu S} K_s \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

în care H este intensitatea cîmpului magnetic, A/m ; l — lungimea tronsonului din circuitul magnetic, m ; NI — solenația, Asp ; B — inducția magnetică, Wb/m² ; μ — permeabilitatea magnetică H/m ; $Ø$ — fluxul magnetic, Wb ; $S = d^2$ — secțiunea miezului, m² ; R_M — reluctanța magnetică, H^{-1} ; $K_s = 1{,}05$ — coeficientul care ține seamă de curbarea liniilor de cîmp în miezul M ; R și X — rezistența, respectiv reactanța bobinelor, $B_{1,\,2}$, rezultă :

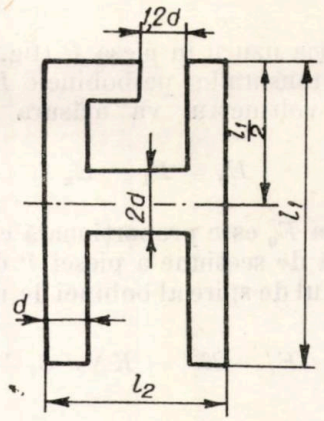


Fig. 2. Forma miezului magnetic.

$d = 40$ mm, $S = d^2 = 16$ cm² — secțiunea miezului ;

$N_1 = N_2 = 960$ — numărul de spire al bobinelor B_1, respectiv B_2 ;

$d_1 = 2$ mm — diametrul conductorului bobinelor, cupru emailat, tip Eu ;

$d_2 = 2{,}1$ mm — diametrul conductorului izolat ;

$N_{s_1} = 60$ spire/strat ;

$q_1 = 16$ straturi ;

$b_1 = 126$ mm — lungimea înfășurării ;

$D_1 = 34$ mm — grosimea înfășurării ;

$R_1 = 1{,}79\ \Omega$ — rezistența înfășurării ;

$X_1 = 15{,}4\ \Omega$ — reactanța înfășurării ;

$Z_1 = \sqrt{R_1^2 + X_1^2} = 15{,}45\ \Omega$, impedanța bobinei B_1 ;

$Z_2 = 15{,}45\ \Omega$ — impedanța bobinei B_2 ;

$$I = \frac{U}{|Z_1 + Z_2|} = \frac{220}{30{,}9} = 7{,}1 \text{ A, cu o densitate de curent } J = 2{,}26 \text{ A/mm}^2.$$

Impedanța Z pentru reglajul fin (de zero) din figura 1 are valoarea (fig. 3) :

$$Z = \sqrt{R^2 + \left(\frac{1}{2\omega C}\right)^2} = 800\ \Omega$$

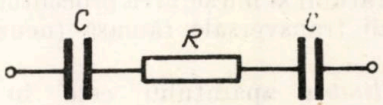


Fig. 3. Impedanța de reglaj.

unde :

$R = 100\ \Omega$ — rezistență de reglaj cu cursor ;

$C = 2\mu F$ — condensator fix, pentru 150 V ;

$\omega = 314\ s^{-1}$ — pulsația tensiunii de alimentare ;

$I_Z = \frac{220}{800} = 0{,}275\ A$ — curentul prin impedanța Z.

La apariția uzurii în piesa P (fig. 1), valorile eficace ale tensiunilor pe bobinele B_1 și B_2 sînt egale, iar voltmetrul va măsura tensiunea :

$$E_0 = E_1 - E_2 \tag{5}$$

Tensiunea E_0 este proporțională cu reducerea procentuală de secțiune a piesei P de controlat și cu numărul de spire al bobinei de magnetizare

$$|E_0| = E_1 - E_2| = KN_2|S_1 - S_2|$$

sau

$$E_0 = KN_2 \frac{S_1}{100} \Delta S,\%, \tag{6}$$

în care :

$N_2 = 960$ spire;

$S_1 = a \cdot b \pm 2b^2 = 12{,}5 \cdot 10^{-4}$, m^2 — secțiunea inițială, neuzată, a piesei P ;

ΔS — secțiunea uzată ;

K — coeficientul de proporționalitate, măsurabil în V/m^2.

Relația (6) se poate scrie sub forma :

$$\Delta U = 1{,}2\ K\ \Delta S,\% \tag{7}$$

unde K s-a determinat experimental, pentru $\Delta S = 100\%$, cînd voltmetrul V a indicat valoarea $\Delta U = 108$ V :

$$K = \frac{\Delta U}{1{,}2\ \Delta S,\%} = 0{,}9\ V/m^2$$

Rezultă constanta aparatului $K_a = 1{,}2\ K = 1{,}08\ V/\Delta S\%$.

Relația (7) pusă sub forma

$$\Delta U = 1{,}08\ \Delta S,\% \tag{8}$$

este deosebit de importantă, deoarece cu ajutorul ei se poate calcula dependența dintre indicația aparatului și micșorarea procentuală $\Delta S,\%$ a secțiunii transversale rămasă (neuzată) din piesa P.

Sensibilitatea aparatului este în funcție de poziția relativă a zonei uzate a ghidajului de laminare. Pentru o uzură uniformă (fig. 4), secțiunea uzată se determină în procente cu relația (8) :

$$\Delta S,\% = \frac{1}{1{,}08}\ \Delta U \tag{8'}$$

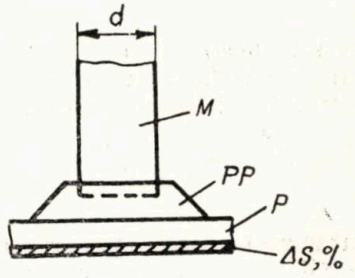


Fig. 4. Uzura uniformă a ghidajului.

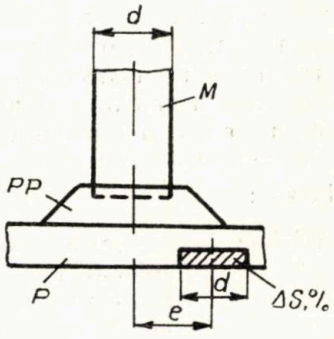


Fig. 5. Uzura neuniformă a ghidajului.

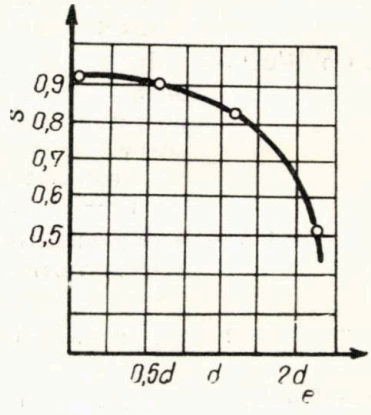


Fig. 6. Variația sensibilității aparatului în funcție de excentricitatea ghidajului.

În figura 4, PP reprezintă piesele polare ale miezului magnetic M. În acest caz sensibilitatea aparatului rămîne constantă :

$$S = \frac{1}{1{,}08} = 0{,}93\ m^2/V$$

Pentru o uzură neuniformă a ghidajului (fig. 5), sensibilitatea aparatului depinde de

excentricitatea zonei defecte e, față de axa miezului M :

e	0	$0{,}5d$	d	$2d$
S	0,93	0,91	0,85	0,53

Adică sensibilitatea aparatului scade cu creșterea excentricității zonei defecte față de axa miezului (fig. 6).

Pentru o uzură neuniformă a ghidajelor circulare (fig. 7) sensibilitatea aparatului depinde de poziția unghiulară α a zonei defecte față de axa miezului M :

α	0	30°	60°	90°
S	0,93	0,86	0,55	0

Adică sensibilitatea S a aparatului scade cu creșterea unghiului α, după o curbă asemănătoare celei din figura 6. Aceste sensibilități au fost stabilite experimental, pe baza unei uzuri artificiale $\Delta S = 20\%$.

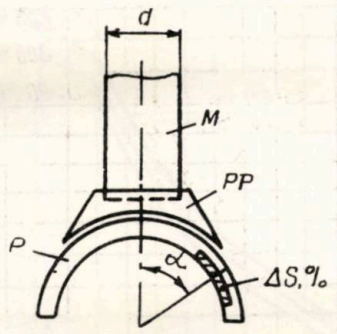


Fig. 7. Uzura neuniformă a unui ghidaj cilindric.

Pentru alte uzuri artificiale $\Delta S,\%$, mai mici sau mai mari de 20%, sensibilitatea se menține în aceeași lege de variație.

Eroarea relativă a aparatului este :

$$\varepsilon_r = \frac{\Delta S,\% - \Delta S_M,\ \%}{\Delta S,\%} 100\ \% \qquad (9)$$

în care $\Delta S,\%$ este secțiunea în procente uzată prin pilire artificială, ($\Delta S = 10$; 20 ; 30 ; 50 și 80%), iar $\Delta S_M,\%$ — secțiunea în procente a zonei uzate, măsurată cu aparatul.

Eroarea relativă ε_r este în funcție de poziția zonei uzate față de axa miezului magnetic (fig. 4, 5 și 7) și are valorile date în tabela 1. Eroarea relativă poate crește dacă piesele polare PP nu sînt așezate corect (fără „întrefieruri") pe ghidajul de laminare.

Examinînd tabela se constată că : erorile relative sînt minime pentru secțiunile uzate cu 20—30%, precum și pentru uzuri uniforme

Tabela 1

ΔS, %	Fig. 4	Fig. 5		Fig. 7	
		$e = 0$	$e = d$	$\alpha = 0$	$\alpha = 60°$
10	−1	+1,2	+2,6	−1,5	−1,7
20	0	0	+2,5	+1	0
30	0	0	+2,2	+1	+2
50	+1	0	0	+1,5	+2,6
80	+2,5	−2,2	−4,3	+4	+5

(fig. 4), zone de uzuri plate așezate pe axa miezului magnetic (fig. 5, $e = 0$) și zone de uzuri circulare așezate pe axa miezului magnetic (fig. 7, $\alpha = 0$) ; făcînd excepție de erorile corespunzătoare pentru $\Delta S > 50\%$, aparatul se poate încadra în clasa de precizie 2,5, ceea ce este satisfăcător scopurilor industriale.

Date experimentale privind viteza de uzură

Experimentarea aparatului s-a efectuat pe 12 ghidaje de laminare într-un timp efectiv de lucru de 100 h, la care s-au menținut, pe cît a fost posibil, temperaturile $\theta = 20°C$ (prin răcire cu apă), $\theta = 300°C$ și $\theta = 600°C$, 9 bucăți din aceste ghidaje fiind montate (experimental) cu excentricitățile $e = (10\ ;\ 15\ ;\ 20)\%$ din b — grosimea maximă a secțiunii de uzare, după cum urmează :

— Ghidajul nr. 1 : $\theta = 20°C$, $e = 0$
— Ghidajul nr. 2 : $\theta = 300°C$, $e = 0$
— Ghidajul nr. 3 : $\theta = 600°C$, $e = 0$
— Ghidajul nr. 4 : $\theta = 20°C$, $e = 10\%$
— Ghidajul nr. 5 : $\theta = 300°C$, $e = 10\%$
— Ghidajul nr. 6 : $\theta = 600°C$, $e = 10\%$
— Ghidajul nr. 7 : $\theta = 20°C$, $e = 15\%$
— Ghidajul nr. 8 : $\theta = 300°C$, $e = 15\%$
— Ghidajul nr. 9 : $\theta = 600°C$, $e = 15\%$
— Ghidajul nr. 10 : $\theta = 20°C$, $e = 20\%$
— Ghidajul nr. 11 : $\theta = 300°C$, $e = 20\%$
— Ghidajul nr. 12 : $\theta = 600°C$, $e = 20\%$

Pentru ghidajele nr. 4, 5 și 6, $b = 25$ mm; pentru ghidajele nr. 7, 8 și 9, $b = 16$ mm, iar pentru ghidajele nr. 10, 11 și 12, $b = 10$ mm.

Cu ajutorul aparatului s-au măsurat uzurile după 10, 20, 40, 60, 80, 90 și 100 h de lucru efectiv, folosind relația (8'). Tabela 2 conține rezultatele acestor măsurători scrise în procente de secțiune uzată. Se constată (fig. 8) că ghidajele se uzează mult mai repede la creșterea excentricităților de montare decît la creșterea temperaturilor acestora. După 20 h de lucru efectiv, nici-unul din ghidajele cu temperaturi de 300 și 600°C nu a prezentat uzură suplimentară, prin creșterea temperaturii. După

Tabela 2

Ghidaj nr.	e, %	θ, °C	t, h: 10	20	40	60	80	90	100
1	0	20	0,8	1,9	2,4	3,1	4	5	6,1
2	0	300	0,8	1,9	2,4	3,1	4,4	5,6	6,9
3	0	600	0,8	1,9	3	3,7	5	6,1	8
4	10	20	1,6	3,1	5,4	6,9	8,4	9,5	10,9
5	10	300	1,6	3,1	5,4	6,9	9	10,4	12
6	10	600	1,6	3,1	5,4	7,6	10,1	11,7	13,2
7	15	20	2,5	4,5	7,6	10	12,7	14	15,7
8	15	300	2,5	4,5	7,6	10	13,3	14,8	16,6
9	15	600	2,5	4,5	7,6	10,5	14,1	16	18
10	20	20	3,9	6,7	12,4	17	20,8	22,2	23
11	20	300	3,9	6,7	12,4	17,7	21,2	22,8	23,6
12	20	600	3,9	6,7	13,1	18,5	22,6	24	25

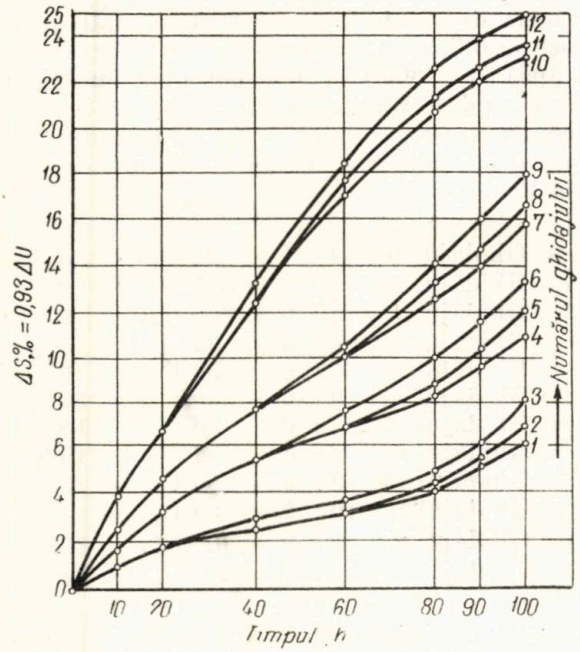


Fig. 8. Variaţia uzurii în timp a ghidajelor experimentale.

40 h de lucru efectiv, ghidajele nr. 3 şi 12, cu θ = 600°C, au prezentat creşteri de uzură cu 0,6 şi, respectiv, 0,7% faţă de ghidajele similare (1, 2 şi, respectiv, 10, 11). Abia după 80 h de lucru efectiv ghidajele nr. 2 ; 5 şi 8 au prezentat uşoare creşteri de uzură, datorate temperaturilor lor (300°C).

Influenţa excentricităţii de montare *e*, % asupra vitezei de uzură, reprezentată în tabela 3 şi figura 9, este mult mai pronunţată, în comparaţie cu influenţa creşterii de temperatură asupra vitezei de uzură (fig. 10).

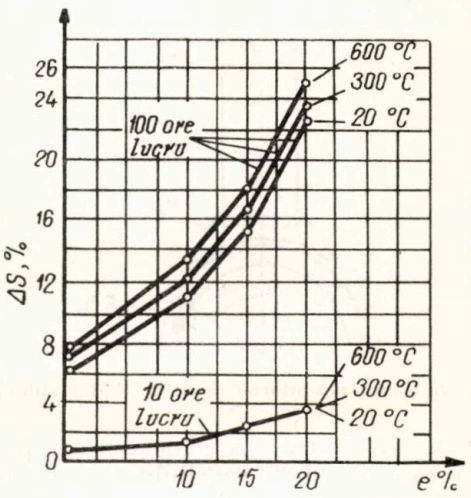


Fig. 9. Variaţia uzurii ghidajelor în funcţie de excentricitate.

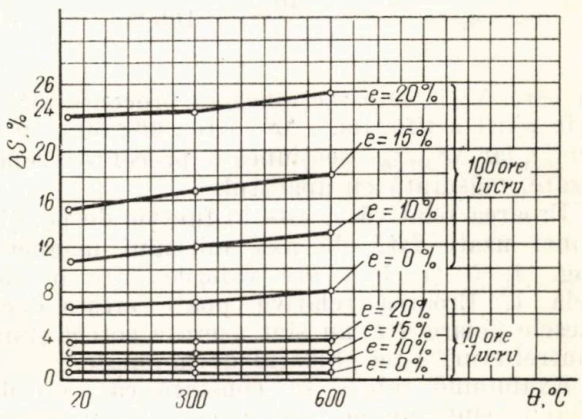


Fig. 10. Variaţia uzurii ghidajelor în funcţie de temperatură.

Tabela 3

e, % \ θ, °C	t = 10 h	t = 100 h		
	20 300 600	20	300	600
0	0,8	6,1	6,9	8
10	1,6	10,9	12	13,2
15	2,5	15,7	16,6	18
20	3,9	23	23,6	25

Diagramele din figurile 9 şi 10 s-au obţinut din prelucrarea datelor din tabelele 2 şi 3, ţinînd seamă de rezultatele măsurătorilor statistice asupra celor 12 ghidaje de laminare.

Concluzii

— Aparatul pentru determinarea uzurii, conceput, realizat şi experimentat pe 12 ghidaje de laminare cu grosimile $b = 10$; 16 şi 25 mm permite măsurarea directă a procentului de uzură, cu o eroare relativă acceptabilă : $\varepsilon_r = 2{,}5$.

— Pentru a evita schimbarea sensibilităţii aparatului de la valoarea $S = 0{,}93$ m²/V la alte valori (mai mici) este necesară aşezarea corectă a pieselor polare pe ghidajul de laminare (fig. 4 şi 5 — cu $e = 0$; fig. 7 — cu $\alpha = 0$).

— Deoarece consumul de energie electrică al aparatului este relativ mare (absoarbe o putere $P = 1{,}65$ kW), miezul magnetic M se încălzeşte excesiv pentru o funcţionare continuă mai mare de 30 min. De aceea, aparatul trebuie să rămînă conectat la reţeaua electrică numai pe timpul măsurătorilor (în medie, sub 2 min.

— Experimetarea aparatului a verificat valabilitatea relaţiei de dependenţă dintre secţiunea uzată, în procente ($\Delta S\%$) şi indicaţia acestuia (ΔU) pentru ghidajele de laminare încercate cu uzuri artificiale cunoscute :

$$\Delta S, \% = 0{,}93 \Delta U$$

— Din măsurătorile efectuate rezultă că viteza de uzură a ghidajelor creşte exponenţial cu creşterea liniară a excentricităţii de montare (fig. 9). Creşterea temperaturii ghidajelor are o influenţă relativ mică asupra vitezei de uzură (fig. 10). Alţi parametri care influenţează uzura (viteza laminatului prin ghidaj, vibraţiile mecanice etc.) nu au putut fi practic luaţi în consideraţie, ei rămînînd constanţi în timpul funcţionării.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nicolau Th. şi colectiv. *Măsurări electronice în industrie.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1964.

[2] Pavelescu D. *Concepţii noi, calcul şi aplicaţii în frecarea şi uzarea solidelor deformabile.* Bucureşti, Ed. Academiei R.S.R., 1971.

[3] Vasilca Gh. şi Biţa O. *Procese de lubrificaţie, frecare şi uzură la suprafeţele metalice.* Bucureşti, Ed. Academiei R.S.R., 1967.

[4] Manolescu P. *Măsurări electrice.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1966.

[5] Saimac A. *Controlul unor mărimi neelectrice, cu aplicabilitate în industria minieră.* Teză de doctorat. I. M. Petroşani, 1969.

[6] * * * *Manualul inginerului electrician.* Vol. II.

Utilizarea calculatorului Friden 5610 în programarea și urmărirea consumurilor de materiale într-o turnătorie

Ing. Alex. Ciobanu
Uzina de pompe — București

CZ 621.74.013.5 :681.32

În structura prețului de cost al pieselor turnate un procent mare este reprezentat în prezent de valoarea materialelor. Cunoscută fiind preocuparea cadrelor de specialitate de a micșora raportul materiale-manoperă, este ușor de înțeles importanța pe care o prezintă cunoașterea exactă a distribuției și consumurilor de materii prime și materiale în procesul de producție. Dificultatea operației de planificare a necesarului de materiale este amplificată în cazul în care un produs nu se fabrică în mod continuu, determinînd desfășurarea producției prin menținerea unor stocuri de multe ori foarte mari. Lăsînd la o parte dereglările mecanismului general de aprovizionare, aceste stocuri ocupă spații și imobilizează fonduri, generînd numeroase probleme în conducerea întreprinderilor.

Unul din rezultatele acestei preocupări este faptul că, în prezent, calculul consumurilor limită, calculul necesarului de materiale și calculul abaterilor de la consumurile standard pentru turnătorie se execută cu ajutorul calculatorului. Pe această cale se evită criza de informație și crește mult operativitatea și eficacitatea deciziilor.

În tehnologia de turnare a unei piese sînt consumate trei categorii de materiale: pentru aliajul de turnare, pentru amestecul de formare și pentru amestecul de miez. Compoziția aliajelor și a amestecurilor este prescrisă în rețete de fabricație, consumurile specifice fiind stabilite în fiecare caz pentru o tonă de piese bune turnate. Conținutul și forma de prezentare a unei rețete sînt redate în tabela 1.

La realizarea aplicației concură patru dintre fișierele băncii de date a turnătoriei:

— Fișierul tehnologic (FITEH) are cîte o înregistrare logică pentru fiecare piesă turnată, în care printre alte elemente se generează corelația reper turnat-rețete întrebuințate.

— Fișierul de rețete (FIRET) conține pentru fiecare rețetă de fabricație o înregistrare al cărui conținut este prezentat în figura 1, *b*.

Tabela 1

Fonta înalt aliată cu nichel						COD 08	1Februarie 1973	
Nr. crt.	Denumirea materialului	U/M	Cod Material	Calitate	STAS	Preț cost unitar	Consum specific kG/TPB	Valoare, lei
01	Fontă de cocs pentru turnătorie	kg	100004013	FK 1	882—65	1.80	600.00	1080.00
02	Fier vechi	kg	100020115	OA/P—5	6058—66	0.90	110.00	99.00
03	Ferosiliciu 75%	kg	100055005	FESI 3	7436—66	4.30	15.00	64.50
04	Feromangan 76%	kg	100045004	MN4MNO	4755—49	4.70	15.00	70.50
05	Ferocrom	kg	100030003	FECR2—1	7438—66	10.20	45.00	459.00
06	Nichel metalic	kg	110116001	NO	849—56	32.70	225.00	7357.50
07	Cupru electrolitic	kg	110090015	CUE	270—66	29.50	90.00	2635.00

a)

Structura	An	N	N	N	N		N	N
Destinație Cîmp	Denumire Produs	Cod Rețetă	Cantitate Kg	Cod Rețetă	Cantitate Kg		Cod Rețetă	Cantitate Kg
Lungime	15	2	5.2	2	5.2		2	5.2

b)

Structura	N	N	N	N	N	N		N	N
Destinație Cîmp	Cod Rețeta	Număr de componenți	Cod component	Consum specific	Cod component	Consum specific		Cod component	Cod specific
Lungime	2	2	3	4.2	3	4.2		3	4.2

c)

Structura	N	An	An	An	An	N
Destinație Cîmp	Cod material	Denumire material	Unitate de măsură	Calitate material	STAS material	Preț cost unitar
Lungime	9	30	3	12	10	4.2

Fig. 1. Înregistrările logice ale fișierelor: *a* — FICON; *b* — FIRET; *c* — FIMAT; *An* — caractere alfanumerice; *N* — caractere numerice.

— Fişierul de consumuri (FICON) este încărcat cu consumurile specifice pe reţetele de fabricaţie pentru fiecare produs finit din producţia de bază a turnătoriei. Înregistrarea logică este redată în figura 1, *a*.

— Fişierul de materiale (FIMAT) conţine elementele definitorii ale tuturor materiilor prime utilizate în turnătorie. Înregistrarea logică este prezentată în figura 1, *c*.

Algoritmul de calcul

Consumurile specifice de materiale prescrise în reţetele de fabricaţie compun o matrice M de forma celei redate mai jos:

	C_1	C_2	C_3	C_4 ·····	C_n		
Ra_1	c_1a_1	c_2a_1	c_3a_1	c_4a_1 ····	c_na_1	Ga_1	ga_1
⋮	⋮				⋮	⋮	⋮
Ra_i	c_1a_i	c_2a_i	c_3a_i	c_4a_i ····	c_na_i	Ga_i	ga_i
Rf_1	⋮				⋮	Gf_1	gf_1
⋮	⋮				⋮	⋮	⋮
Rf_j	⋮				⋮	Gf_j	gf_j
Rm_1	c_1m_1 ·····				c_nm_1	Gm_1	gm_1
⋮	⋮				⋮	⋮	⋮
Rm_k	c_1m_1 ·····				c_nm_k	Gm_k	gm_k

în care:

$C_1, C_2, \cdots C_n$ reprezintă consumul specific al materialelor utilizate $M_1, M_2, \cdots M_n$ în reţetele de aliaje şi amestecuri:

Ra_i —reţeta aliajului, $i = 1-28$;
Rf_j —reţeta amestecului de formare, $j = 1-10$;
Rm_k —reţeta amestecului de miez, $k = 1-11$;
c_1a_1 —consumul specific al materialului M_1 în reţeta Ra_1;
c_nf_j —consumul specific al materialului M_n în reţeta de amestec de formare rf_j;
Ga_1 —suma în kg a tuturor pieselor care se toarnă din aliajul ra_1 la un plan configurat în produse finite;
Gf_1, Gm_1 —suma în kg a tuturor pieselor care folosesc amestecul de formare Rf_1 respectiv amestecul de miez Rm_1;
ga_1 —suma în kg a tuturor reperelor ce se toarnă din aliajul Ra_1 la un plan configurat în piese turnate.

În funcţie de situaţia cerută, în calculator se realizează înmulţirea matricei M cu vectorii Ga_i, Gf_j, Gm_k pentru calculul necesarului de materiale (an, trimestru) sau cu vectorii ga_i, gf_j, gm_k atunci cînd este cerută o situaţie de genul calculului consumului limită de materiale pentru un plan în piese turnate lunar sau decadal.

Algoritmul de calcul este reprodus mai jos:

$$M_1 = \sum_{Ra=1}^{i} c_1a_i \cdot Ga_i + \sum_{Rf=1}^{j} c_1f_j \cdot Gf_j + \sum_{Rm=1}^{k} c_1m_k \cdot Gm_k$$

$$\vdots$$

$$M_n = \sum_{Ra=1}^{i} c_na_i \cdot Ga_i + \sum_{Rf=1}^{j} c_nf_j \cdot Gf_j + \sum_{Rm=1}^{k} c_n m_k \cdot Gm_k$$

în care:

$$Ga_i = \sum_{ra=1}^{i} Bg_pP_c\,;\ Gf_j = \sum_{rf=1}^{j} Bg_pP_c\,;\ Gm_k = \sum_{rm=1}^{k} Bg_pP_c$$

iar

$$ga_i = \sum_{ra=1}^{i} g_p\,b\,;\ gf_j = \sum_{rf=1}^{j} g_p\,b\,;\ gm_k = \sum_{rm=1}^{k} g_p\,b$$

cunoscînd că:

P_c reprezintă numărul de produse finite planificate;
g_p — greutatea piesei turnate;
B — numărul de piese în produsul finit de referinţă;
b — numărul de piese turnate planificat.

Aceste algoritme au fost transcrise în limbajul calculatorului (cod maşină) şi constituie un program format din trei module independente.

Calculul necesarului de materiale

Aplicaţia are ca scop determinarea cantităţii de materiale cu care trebuie aprovizionată turnătoria pe etape (trimestru), avînd ca funcţie directoare planul de producţie al uzinei, complet configurat, nominalizat în produse finite (pompe).

Fiecare produs, avînd în fişierul FICON o înregistrare ce cuprinde consumul aferent fiecărei

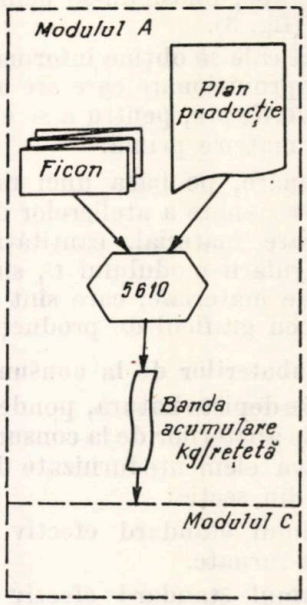


Fig. 2. Schema bloc de calcul a necesarului de materiale.

Tabela 2

Nr. crt.	Denumirea materialului	U/M	Cod material	Calitate material	Stas material	Cantitate
001	Acid clorhidric tehnic	kg	740020161	II—A	339—69	278.15
002	Aliaj AT CU8 Bloc	kg	120043019	ATCU8	201—67	334.50
003	Alice fontă sablaj AFH—S—100	kg	710516161	Ø1—1,2MM	7482—66	1070.70
004	Aluminiu primar	kg	120001019	AL99,3	7607—66	107.35
005	Bentonită măcinată	kg	710510128	Sodica	3624—62	1471.80

rețete de fabricație, se calculează necesarul total pe fiecare rețetă, după care se explodează rețetele în materiale componente pe baza fișierului FIRET. În continuare rezultatele sînt sortate și acumulate pe cod material, fiind posibilă editarea listei necesarului, prin utilizarea fișierului FIMAT, pentru datele de identitate ale componenților.

Cunoscînd aceste date, aprovizionarea poate fi condusă așa încît materialele să sosească în ordinea oportunității lor, în cantități direct proporționale cu planul stabilit.

Etapele de calcul sînt reprezentate schematic în figura 2. Lucrarea folosește modulul *A* și *C* ale programului general.

Calculul consumului limită de materiale

Lucrarea se execută lunar sau decadal, concomitent cu aplicația de obținere a graficului de producție pe aceeași perioadă. Avînd ca punct de pornire planul de producție în repere turnate, modulul *B* realizează o acumulare a reperelor turnate, avînd drept criteriu rețeta de fabricație (fig. 3), după care modulul *C* realizează explozia rețetelor în componenți, editînd lista consumurilor limită, prezentată la configurația pe care o dă calculatorul în tabela 2.

Memoria calculatorului impune obținerea listei în trei etape, folosindu-se benzile intermediare 3 și 4 (fig. 3).

Pe această cale se obține informația necesară serviciului aprovizionare care are astfel o posibilitate de verificare, pentru a se evita ruperea stocului de materie primă.

În continuare, pe baza unei rate prestabilite de aprovizionare a atelierelor de producție, pentru fiecare material, cantitățile necesare, rezultat al rulării modulului *C*, sînt transcrise pe bonuri de materiale, care sînt predate secției o dată cu graficul de producție.

Calculul abaterilor de la consumul standard

Pentru a se depista natura, ponderea și efectul financiar ale abaterilor de la consumuri se au în vedere cîteva elemente furnizate de calculator sau culese din secție:

— Consumul standard efectiv pentru piesele format-turnate.

— Consumul standard efectiv pentru piesele bune realizate.

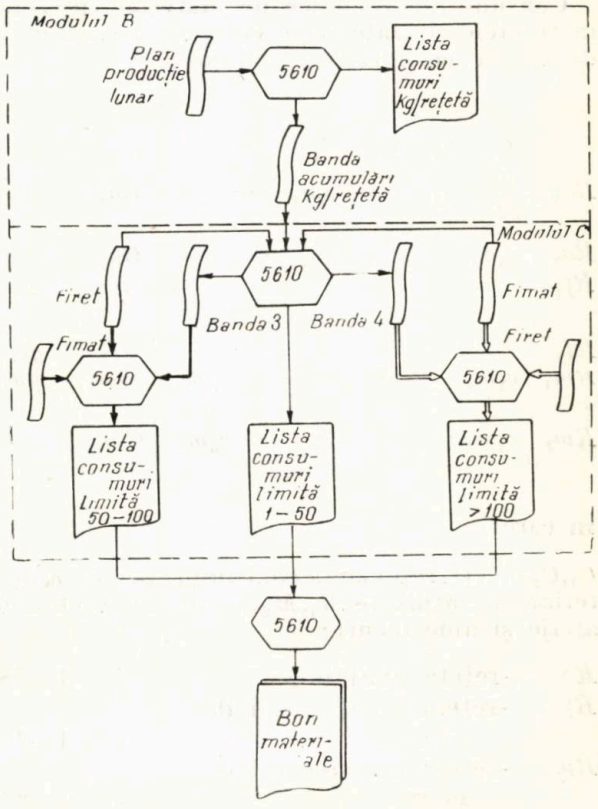


Fig. 3. Schema bloc de calcul a consumurilor limită.

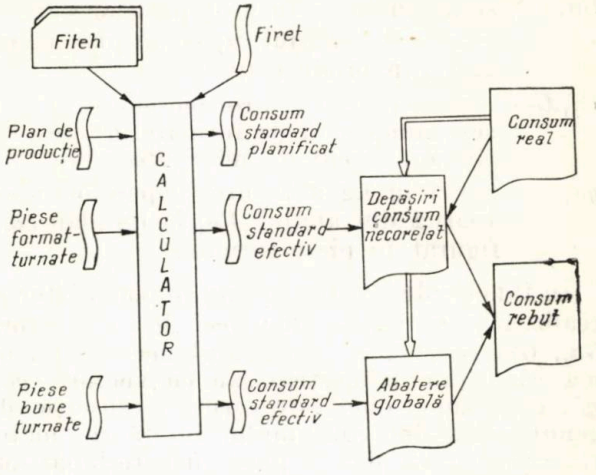


Fig. 4. Schema bloc de calcul a abaterilor de la consumuri.

— Consumul efectiv afectat de rebuturi.
— Consumul real.

Modul de prelucrare a acestor date este prezentat schematic în figura 4, diferenţierea acestor mărimi oferind posibilitatea decelării unor cauze rămase pînă acum neidentificate.

Eficienţa economică

Ca urmare a creşterii gradului de integrare a prelucrării informaţiilor, aplicaţiile descrise mai sus se realizează în strînsă corelaţie cu lansarea şi urmărirea producţiei.

Raţionalizarea şi simplificarea fluxului informaţional constituie sursa unei economii anuale de 400 000 lei.

Se consideră însă de o mare importanţă faptul că în prezent aprovizionarea se face ritmic, perfect corelat cu planul de producţie, urmărind fidel curba fluctuaţiilor sortimentale. În acest mod se evită crearea stocurilor supranormative, cîştigîndu-se pe această cale fonduri importante afectate de penalizări şi cheltuieli de depozitare.

De asemenea, cunoaşterea abaterilor şi stabilirea cauzelor lor pune bazele unui sistem de corecţie a consumurilor specifice şi urmărirea încadrării în standardele prescrise.

Calculatorul preia un mare volum de lucrări de rutină, rezultatele obţinute creînd posibilitatea cunoaşterii exacte a stării sistemului şi a tendinţelor sale de evoluţie.

Costul lucrărilor este foarte scăzut, dat fiind că se practică pe un calculator mic; timpul afectat acestor prelucrări este de circa zece ore lunar pentru o matrice de consumuri de 50 rînduri şi 130 coloane.

De menţionat că fiabilitatea rezultatelor este constant ridicată cu condiţia actualizării permanente a informaţiilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Karl E. Korn şi Lamb J.H. *Controlul producţiei şi al stocurilor cu ajutorul unui calculator electronic.* Computers and automation, mai, 1967 (traducere I.D.T., în caiet selectiv), nr. 4, 1968.

[2] Mc. Carthy E.J. *Integrated data processing systems.* Edition published by Jhon Miley & Sons, New York, 1967.

[3] Murphy S. *John Basie of digital computers.* Fight Printing, 1966.

[4] Gregory R.H. şi Van Horn R.L. *Le traitement de l'information dans l'entreprise.* Paris, Ed. Dunot, 1966.

PIAŢA COMERCIALĂ MONDIALĂ LEIPZIG

Tîrgurile din Leipzig vă aduc beneficii. Ele sînt deschise întregii lumi, vă informează şi vă fac cunoscute direcţiile de dezvoltare. La tîrgul de primăvară iau parte peste 9000 de expozanţi din 60 de ţări. Un sortiment internaţional de tehnică modernă şi de bunuri de consum. Vă sînt oferite rezultatele integrării economiei soţialiste. Ofertele de export ale R.D.G. constituie punctul central. Sînt organizate prezentări tehnico-ştiinţifice pentru experţi. Cine cunoaşte Leipzigul spune: Merg la Leipzig pentru că merită!

Informaţii de voiaj şi legitimaţii de intrare la tîrg se obţin prin O.N.T. „Carpaţi" sau prin Secţia Comercială a Ambasadei R.D. Germană din R.S. România, Calea Dorobanţilor 14—Bucureşti

Leipziger Messe
Deutsche Demockratische Republik

PUBLICOM

Considerații asupra indicatorilor tehnico-economici comparativi aferenți elaborării oțelului în cuptoare Martin, convertizoare cu oxigen și cuptoare electrice

Ing. P. Brănescu
Institutul de proiectări de uzine și instalații metalurgice—București

CZ 669.18:338.011

Progresul tehnic în domeniul elaborării oțelului se reflectă atît în perfecționarea continuă a tehnologiei de elaborare, cît și în modificarea participației diferitelor procedee la producția mondială de oțel.

În ultima perioadă tehnologia de elaborare a oțelului s-a îmbunătățit sensibil, iar lupta pentru competitivitate a diferitelor procedee a făcut ca procedeele clasice să fie în prezent esențial modificate. Astfel, procedeul Martin a fost îmbunătățit prin utilizarea oxigenului fie pentru insuflare în baie, fie pentru îmbogățirea aerului de combustie, precum și prin modificări constructive privind profilul cuptorului, cum ar fi cuptorul cu vatră lată sau cuptorul cu mai multe băi (tandem). Aceste îmbunătățiri însă nu sînt de natură să salveze procedeul Martin în competiția acestuia cu procedeul LD.

Procedeul de elaborare în cuptor electric cu arc, care era folosit în special pentru oțeluri aliate și numai în anumite condiții de aprovizionare cu materii prime și la un preț redus al fierului vechi și al energiei electrice, a devenit un procedeu mai economic decît procedeul Martin (afirmația se referă la elaborarea oțelului din încărcătură solidă), datorită utilizării unor cuptoare de capacitate mare (pînă la 300 t/șarjă), a unor transformatoare de înaltă putere (procedeul UHP), a cuvelor interșanjabile, precum și în ultimul timp a folosirii în încărcătură a peletelor prereduse obținute din minereuri corespunzătoare și prin procedee economice.

Procedeul de elaborare în convertizor cu insuflare pe sus a oxigenului (procedeul LD) a devenit incontestabil cel mai economic procedeu de elaborare a oțelului din fontă lichidă atît datorită evoluției favorabile a prețului de cost a fontei de afinare, cît și datorită trecerii la agregate de mare capacitate, cu o productivitate înaltă și o exploatare rațională, care asigură un nivel scăzut al cheltuielilor de prelucrare și de investiții.

Dinamica participării diferitelor procedee la producția mondială de oțel în perioada 1960—1970 se prezintă în tabela 1.

Din ultimele publicații cu privire la prognoza pentru anii 1990—2000 rezultă următoarele tendințe privind participarea diferitelor procedee la producția mondială de oțel:

— procedeul Thomas—convertizor cu insuflare de aer pentru convertirea fontelor fosforoase, ca și procedeul Bessemer pentru fonte silicioase, este practic pe cale de dispariție înainte de finele secolului nostru;

— procedeul Martin va avea o participare din ce în ce mai scăzută;

— procedeul LD va avea o dinamică puternic ascendentă în următorii 20 ani, după care creșterea va fi mai puțin spectaculoasă, aceasta datorîndu-se creșterii zestrei de fier vechi, scăderii prețului energiei electrice și dezvoltării la scară industrială a procesului de reducere directă, ceea ce va determina un avînt mai mare al procedeului electric;

— procedeul electric are o dinamică aproape la fel de rapidă ca și procedeul LD, prin utilizarea pe scară largă a sistemului UHP, prin folosirea în încărcătură a peletelor prereduse, trecerea la elaborarea oțelurilor de masă etc.

Alegerea procedeului optim de elaborare a oțelului pentru o anumită uzină trebuie să se facă în funcție de condițiile concrete existente pe amplasamentul respectiv întrucît aceste condiții, de regulă, favorizează tehnic și economic un anumit procedeu. Aducerea în condiții de comparabilitate a indicatorilor tehnico-economici aferenți procedeelor de elaborare trebuie să se facă în așa fel încît fiecare procedeu să beneficieze de avantajele pe care le oferă în amplasamentul analizat, în condițiile conjuncturale existente și la sortimentul de oțel pentru care este destinată noua capacitate.

Tabela 1

Anul	Total mil. t	Thomas		Convertizor LD		Martin		Electric		Alte procedee	
		mil. t	%	mil. t	%	mil. t	%	mil. t	%	mil. t	%
1960	330	39,0	11,8	13,5	4,1	237	71,8	36,3	11,0	4,3	1,3
1965	447	35,3	7,8	79,5	17,7	272	61,0	56,6	12,7	3,6	0,8
1970	575	23,0	4,0	235,0	40,9	233	40,2	83,5	14,5	1,7	0,3

În lucrare, pentru comparare sub aspectul eficienței economice a procedeelor de elaborare a oțelului de masă la nivelul economiei naționale, este necesar ca acestea să fie aduse în condiții de comparabilitate, adică să se elimine atît factorii ce nu depind de modul de obținere a oțelului, cît și influența prețurilor, a sortimentelor, a procedeului de turnare a oțelului și a procentului de deșeuri care depinde de aceasta.

În general indicatorii tehnico-economici aferenți diferitelor procedee de eleborare a oțelului au conținuturi fizice și economice diferite, impuse de anumite condiții obiective. Factorii mai importanți care determină diferențieri în conținutul fizic și economic al indicatorilor tehnico-economici aferenți diferitelor procedee de elaborare a oțelului sînt următorii:

— capacitatea de producție a agregatelor de elaborare;

— calitatea oțelurilor elaborate și dimensiunea lingourilor;

— gradul de dotare a oțelăriei cu secții auxiliare (pregătirea încărcăturii, preîncălzire feroaliaje, stripaj, instalații de turnare continuă etc.);

— gradul de mecanizare și automatizare;

— gradul de integrare a uzinei din care face parte oțelăria, sub aspectul folosirii în comun a unor utilități și deserviri, precum și a prețurilor semifabricatelor și a fluidelor energetice din producția proprie;

— caracteristicile tehnice ale materiilor prime și natura combustibilului folosit;

— modul de asigurare și caracteristicile tehnice ale fluidelor energetice;

— prețurile de aprovizionare, în funcție de amplasament și de sursele de aprovizionare;

— momentul realizării oțelăriei;

— procedeele și metodele care duc la micșorarea cheltuielilor de prelucrare;

— condițiile concrete din țara respectivă.

Influența fiecărui factor asupra nivelului indicatorilor tehnico-economici nu poate fi delimitată întotdeauna cu exactitate deoarece acești factori, în general, se condiționează reciproc. Caracteristicile tehnice ale materiilor prime pot impune alegerea unei anumite tehnologii, care la rîndul ei poate condiționa folosirea unui anumit combustibil.

Întrucît oțelăriile din țara noastră lucrează în condiții total diferite, care cu greu pot fi aduse în condiții de comparabilitate, iar datele referitoare la oțelăriile din străinătate vădesc o mare dispersie tocmai din cauza conținutului lor fizic și economic diferit, în lucrarea de față, în scopul asigurării unui grad de comparabilitate cît mai mare, se stabilesc variante convenționale privind conținutul fizic și economic al indicatorilor aferenți celor trei procedee de elaborare a oțelului analizat. Aceste variante convenționale sînt stabilite în funcție de diferitele aspecte ce apar în compararea procedeelor. Lucrarea își propune să evidențieze următoarele probleme:

— eficiența economică a fiecărui procedeu;

— alegerea procedeului în funcție de balanța de materii prime;

— înlocuirea unui procedeu cu alt procedeu în cadrul unei oțelării existente.

Pentru stabilirea eficienței economice în lucrare se analizează principalii indicatori tehnico-economici și anume:

— investiția specifică integrată i

— prețul de cost degrevat p

— suma cheltuielilor totale $z = Ei + p$,

în care E este coeficientul de eficiență. S-a adoptat un coeficient de eficiență de 0,1 care corespunde unei durate medii de recuperare a investiției specifice integrate de 10 ani.

Prin investiție specifică integrată se înțelege suma tuturor învestițiilor directe, colaterale și conexe care concură la producerea oțelului, raportată la cantitatea de oțel produs.

Prin preț de cost degrevat se înțelege prețul de cost calculat pe baza unor prețuri de aprovizionare a materiilor prime, materialelor auxiliare și a fluidelor energetice egale cu prețurile de cost care se realizează în ramurile respective, în loc de prețul efectiv la care se realizează schimbul între întreprinderi. Se obține astfel o corelare la nivelul economiei naționale sub aspectul conținutului fizic și economic, a investiției specifice cu prețul de cost.

Întrucît practic este imposibil de stabilit valoarea integrată a investiției specifice și prețul de cost degrevat, deci și a cheltuielilor totale, pentru punerea în evidență a diferențelor valorice între procedeele analizate, se calculează acești indicatori cu un grad de integrare care ține seamă numai de elementele de conținut fizic care diferă în funcție de procedeu. În aceste condiții formula de calcul al sumei cheltuielilor totale capătă următoarea formă:

$$z' = E\Delta i + \Delta p$$

Acest indicator reflectă diferența dintre nivelul cheltuielilor de muncă socială ale procedeelor analizate, prin luarea în considerare a raporturilor relative în care se află investițiile specifice și prețurile de cost aferente fiecărui procedeu.

Evident calculul este valabil numai în valori relative și nu absolute și în condițiile metodologice interne, concluziile însă au un caracter de generalitate, în condițiile menținerii ipotezelor.

O problemă dificilă în aprecierea eficienței economice a procedeelor de elaborare a oțelului este nivelul prețului fierului vechi. Printre componenții încărcăturii metalice, fierul vechi ocupă un loc aparte deoarece cantitatea de fier

vechi utilizată la elaborarea oţelului este determinată de resursele existente în economia naţională şi nu de rezultatul unei activităţi anume în scopul fabricării acestui component al încărcăturii metalice.

Întrucît utilizarea fierului vechi colectat constituie o sursă importantă de economii de cheltuieli în economia naţională, tehnologia de elaborare a oţelului trebuie să fie aleasă în aşa fel încît cantitatea de fier vechi, care se foloseşte la elaborarea întregii cantităţi de oţel, să corespundă cu resursele existente în ţară. Determinarea necesarului de fontă de afinare, pentru un volum dat de oţel elaborat, trebuie să se facă în funcţie de cantitatea necesară de încărcătură metalică, din care se scade disponibilul de fier vechi. Aşadar, la compararea procedeelor pe ansamblul producţiei de oţel şi în condiţiile ţărilor socialiste se poate considera că preţul fierului vechi pregătit şi încărcat în troacă este egal cu preţul de cost al fontei lichide (în ţările capitaliste preţul fierului vechi se situează sub preţul fontei lichide, aproximativ 70% din preţul fontei lichide, prezentînd însă variaţii mari în funcţie de sursă, calitate şi conjunctură).

Eficienţa economică a procedeelor de elaborare a oţelului

Pentru stabilirea indicatorilor tehnico-economici aferenţi procedeelor analizate se adoptă un conţinut fizic şi economic al oţelăriilor după cum urmează:

— Capacitatea de producţie a agregatelor de topire:
  — cuptor Martin de 400 t/şarjă;
  — cuptor electric cu arc de 100 t/şarjă;
  — convertizor LD de 150 t/şarjă.

— Se elaborează oţel carbon (calmat şi necalmat), care se toarnă în lingouri de 10 t.

— Oţelăria se compune din următoarele secţii: elaborare, inclusiv melanjorul; pregătirea încărcăturii metalice; pregătirea materialelor de adaos; pregătirea lingotierelor şi depozitul pentru lingotiere; stripaj; evacuarea zgurei; recuperarea căldurii şi epurarea gazelor; atelierul de întreţinere; anexa industrială şi laborator.

— Oţelăria face parte dintr-un combiant, integrat cu sectoare de cocserie, aglomerare-furnale, laminoare, refractare, utilităţi şi deserviri.

— Materia primă este fonta lichidă de la furnal şi fierul vechi (şutaje din combinat şi fier vechi colectat). Resursele de fier vechi ale economiei naţionale sînt estimate convenţional la 450 kg/t oţel produs, din care 220 kg/t sînt şutaje, iar 230 kg/t provin din colectări.

Pentru cuptorul Martin se analizează două variante cu privire la cantitatea de fontă lichidă din încărcătura metalică şi anume:

— 660 kg/t fontă lichidă, corespunzătoare procedeului Martin normal;

— 900 kg/t fontă lichidă, pentru comparare cu procedeul LD.

Investiţia specifică integrată. Din calculele întocmite a rezultat că, sub aspectul investiţiei specifice integrate, ordinea de preferinţă a procedeelor este următoarea:

	%
— cuptor electric cu arc	100
— cuptor Martin cu şarjă normală	164
— convertizor LD	188
— cuptor Martin cu şarjă LD	197

Nivelul scăzut al investiţiei specifice integrate aferente procedeului electric în raport cu celelalte procedee este unul din factorii care au determinat creşterea rapidă a ponderii oţelului electric în producţia mondială de oţel.

Preţul de cost degrevat. La baza calculaţiilor de preţ de cost au stat consumurile tehnologice aferente procedeului respectiv şi preţurile unitare reprezentînd costuri medii la nivelul economiei naţionale, obţinîndu-se astfel pentru preţul de cost al lingoului de oţel valori degrevate de beneficiul celorlalte ramuri care concură la producerea oţelului.

Din calculele întocmite a rezultat că, sub aspectul preţului de cost degrevat, procedeul de elaborare în convertizor LD se situează pe primul loc, la diferenţe apreciabile faţă de celelalte procedee:

	%
— convertizor LD	100
— cuptor Martin cu şarjă normală	105,1
— cuptor Martin cu şarjă LD	105,9
— cuptor electric cu arc	110,8

De fapt preţul de cost redus şi, în cadrul acestuia, cheltuielile de prelucrare reduse, a făcut ca procedeul LD să devină în prezent pe plan mondial cel mai economic procedeu de elaborare a oţelului din fontă lichidă.

Suma cheltuielilor totale. Suma cheltuielilor totale aferente procedeelor analizate, calculată pe baza formulei $z' = E\Delta i + \Delta p$ şi a elementelor asumate în lucrare, duce la următoarea ordine de preferinţă a procedeelor ($\Delta z'$ reprezintă diferenţa la cheltuielile totale faţă de valoarea minimă — cuptor electric cu arc):

	$\Delta z'$(lei/t)
— cuptor electric cu arc	0
— convertizor LD	54
— cuptor Martin cu şarjă normală	73
— cuptor Martin cu şarjă LD	171

Rezultatele obținute în această lucrare sînt dependente de productivitățile adoptate pentru agregatele de elaborare, în funcție de experiența existentă în prezent în țara noastră. Rezervele care rezultă, față de unele procedee tehnologice, mai noi, care duc la productivități mai ridicate, realizate industrial, deși diferite pe procedee, rămîn în favoarea ordinei de preferință rezultate în final și accentuează și mai mult diferențele în favoarea cuptorului electric și convertizorului cu oxigen.

Alegerea procedeului în funcție de balanța de materii prime

Ordinea de preferință a procedeelor de elaborare a oțelului, stabilită mai sus, nu ține seamă de resursele de materii prime (fontă și fier vechi) ale economiei naționale. Este interesant de observat însă că cele mai eficiente procedee sînt: procedeul cuptor electric, care utilizează în șarjă numai fier vechi, și procedeul LD, a cărui șarjă este formată în principal din fontă lichidă. Întrucît resursele de fier vechi pe economie sînt limitate (s-a considerat convențional 450 kg/t oțel produs), procedeul cuptor electric nu poate satisface decît circa 25 % din necesarul de oțel al economiei, restul de 75 % trebuind să fie asigurat prin procedeul convertizor cu oxigen.

$\Delta z'$ pentru ansamblul procedeelor cuptor electric + convertizor LD, cu ponderile arătate mai sus, este de 41 lei/t.

În comparație cu procedeul Martin normal, a cărui șarjă poate utiliza integral resursele de fier vechi și fontă ale economiei, ansamblul cuptor electric + convertizor LD este economic mai avantajos, prezentînd o sumă a cheltuielilor totale mai redusă cu 32 lei/t oțel.

Evident, concluzia de mai sus este valabilă la nivelul economiei naționale. Pentru o întreprindere metalurgică luată izolat, încărcătura metalică a oțelăriilor nu trebuie să se echilibreze cu resursele de fier vechi ale economiei naționale. În acest caz, la alegerea procedeului de elaborare trebuie să se țină seamă de toți factorii locali care influențează eficiența economică și mai ales de sursele de aprovizionare cu materii prime și fluide energetice (sub aspectul investițiilor conexe, a costurilor de transport etc.).

Posibilitatea de înlocuire parțială sau totală a fierului vechi din încărcătura cuptoarelor electrice cu minereu sau pelete prereduse, mai ales în ceea ce privește fierul vechi de calitate, înviorează dinamica dezvoltării producției de oțel electric și schimbă repartiția procentuală a celor două procedee.

Înlocuirea unui procedeu cu alt procedeu în cadrul unei oțelării existente

Procedeul LD—convertizor cu insuflare pe sus a oxigenului — a reușit să ridice productivitatea agregatului conducător la un nivel foarte mare. Astfel, oțelăria cu trei convertizoare de 150 t/șarjă, din care două în funcțiune continuă și unul de rezervă, a realizat o producție record de peste 5 mil. t oțel lingou pe an (Chiba-Japonia, 1972).

Față de procedeul Martin, care pînă la apariția procedeului LD constituia procedeul de bază pentru elaborarea oțelului, procedeul LD oferă avantajul reducerii investiției specifice concomitent cu reducerea prețului de cost, în special a costurilor de prelucrare.

Înlocuirea procedeului Martin cu procedeul LD în cadrul oțelăriilor existente din țara noastră prezintă dificultăți importante deoarece:

— volumul uriaș al investițiilor din siderurgie nu permite înlocuirea în termene scurte a instalațiilor de bază, mai ales că prețul oțelului este relativ scăzut și nu sînt posibile reduceri sensibile din cauza ponderii însemnate a valorii materiilor prime în prețul de cost:

— agregatele conducătoare (cuptoarele, respectiv convertizoarele) sînt determinante în organizarea secțiilor respective, astfel că înlocuirea lor duce uneori la schimbări importante în organizarea secțiilor.

În cazul limită, în care înlocuirea cuptoarelor Martin cu convertizoare LD duce de fapt la dezafectarea secției respective și la construirea unei secții noi, pierderea pe economie sub aspectul investiției specifice este de circa 500 lei/t de oțel (investiția specifică medie ponderată LD + electric*), ceea ce la un coeficient de eficiență $E = 0{,}1$ reprezintă în suma cheltuielilor totale 50 lei/t de oțel. Această pierdere de investiție specifică nu este compensată de economia la suma cheltuielilor totale aferente ansamblului cuptor electric + convertizor LD față de procedeul Martin (32 lei/t oțel în ipotezele asumate).

Înlocuirea cuptoarelor Martin existente cu convertizoare LD + cuptoare electrice este economic avantajoasă numai în cazurile în care valoarea lucrărilor noi pe tona de oțel înmulțită cu coeficientul de eficiență este mai mică decît economia la suma cheltuielilor totale dintre aceste procedee. Se menționează însă că luarea unei astfel de decizii trebuie să fie fundamentată cu un calcul bazat pe elemente concrete privind cazul respectiv și, în special, pe următoarele elemente:

— soluția constructivă de transformare a secției de elaborare, sub aspectul valorii de investiție;

— consumul de refractare speciale din import sau produse pe bază de tehnologie importată;

— prețul loco uzină al fierului vechi și al energiei electrice.

* Cu menținerea rezervei exprimate anterior cu privire la productivitățile specifice ale agregatelor de elaborare.

Pe plan mondial înlocuirea cuptoarelor Martin cu convertizoare LD în cadrul oţelăriilor existente se realizează în mod curent prin adoptarea unor soluţii de supraînălţare a halelor şi prin menţinerea, în cea mai mare parte, a secţiilor auxiliare care duc la valori scăzute de investiţii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Machler H. *Perspective ale dezvoltării procedeelor de obţinere a oţelului.* Documentare metalurgică pentru cadrele de conducere, nr. 9, 1970.

[2] Sobolev M. *Consideraţii economice asupra procedeelor de elaborare a oţelului Martin şi de convertizor, la o uzină metalurgică din zona Pridneprovie-U.R.S.S.* Documentare metalurgică pentru cadrele de conducere, nr. 3, 1970.

[3] Zusman L. *Stabilirea necesarului de fontă de afinare şi valoarea fierului vechi la alegerea raporturilor optime între diversele procedee de elaborare a oţelului.* Documentare metalurgică pentru cadrele de conducere, nr. 6, 1969.

[4] Olefir V.S. *Consideraţii privind metodologia determinării eficienţei economice a investiţiilor în siderurgie.* Documentare metalurgică pentru cadrele de conducere, nr. 4, 1970.

[5] Brănescu P. *Rolul investiţiei specifice în analiza eficienţei economice a investiţiilor şi importanţa stabilirii comparabilităţii.* Metalurgia, nr. 12, 1970.

[6] Grenier G. *Siderurgia de mîine.* Mines et métallurgie, nr. 3 644—3 646, 1970.

[7] * * * *Evoluţia industriei metalurgice pe plan mondiale.* Documentare metalurgică pentru cadrele de conducere, nr. 6, 1972.

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

Noi investiţii industriale în Venezuela. Corporaţia venezueleană a Guyanei — CVG — intenţionează să facă mari investiţii industriale, a căror producţie va fi destinată în principal exportului;

— O uzină de aluminiu la care va participa un consorţiu japonez; investiţii: 660 mil. bolivari (153,4 mil. dolari S.U.A.) capacitate: 150 mii t/an; producţia va fi exportată în afara zonei Anzilor;

— O uzină de ferosiliciu, avînd o capacitate de 300 mii t/an;

— O uzină de reducere a minereului de fier, care ar utiliza noul procedeu „Fior" — gaze naturale; capacitate: 400 mii t/an;

— O uzină siderurgică pentru producţia de oţel semifabricat, destinat pieţelor europene. O întreprindere mixtă va fi constituită împreună cu IRI (Italia).

(*L'Usine Nouvelle, nr. 20, mai, 1973, p. 153*)

★

Marea Britanie va construi în Iran un laminor la rece. Ministerul iranian al economiei a semnat în Marea Britanie un acord de principiu referitor la investiţiile britanice în Iran, în valoare totală de 230 mil. lire. British Steel Corporation şi diverse societăţi britanice (British — Leyland, Massey — Ferguson şi Imperial Industrie) vor desfăşura această operaţie. Unul din principalele proiecte se referă la construirea şi darea în exploatare a unui laminor de benzi la rece, cu o capacitate de 1 mil. t/an şi care va costa 100 mil. lire, B.S.C. ar putea participa la realizarea acestui proiect prin luarea unei participări de 50% prin intermediul filialei sale B.S.C. (International). Acest laminor este destinat aprovizionării industriei de automobile, în curs de dezvoltare în Iran, precum şi industriilor de echipamente menajere din Iran şi ţările învecinate.

(*L'Usine Nouvelle, nr. 33—34, august, 1973, p. 23*)

Zair: oţelăria de la Maluki realizată în proporţie de 70%. Conducerea Societăţii naţionale de siderurgie din Zair anunţă că lucrările de la minioţelăria Maluki au fost încheiate în proporţie de 70%. Construcţia este asigurată de o asociaţie Italimplant-Demag şi trebuie să fie terminată în 1975. Producţia prevăzută este de 100 mii t profile comerciale şi 47 mii t tablă galvanizată anual. Energia electrică va fi furnizată de barajul de la Inga.

(*L'Usine Nouvelle, nr. 23, iunie, 1973, p. 44—45*)

★

Redresarea comerţului exterior cu ţevi de oţel al Franţei. În 1972, volumul de importuri al Franţei pentru ţevi sudate şi fără sudură s-a situat la 402 100 t (+25,6%) faţă de 320 100 t în 1971 şi 247 900 t în 1970.

Principalii furnizori ai Franţei sînt ţările C.E.E.: R.F. Germania cu 166 300 t; Italia, 60 100 t; Olanda, 29 909 t şi U.E.B.L., 59 700 t. Importurile ţărilor Comunităţii s-au ridicat de la un total de 205 600 t în 1970 la 249 000 t în 1971 şi la 316 000 t în 1972.

Din rîndul ţărilor terţe cifrele cele mai remarcabile le oferă livrările spaniole, care au crescut de la 5 300 t în 1970 la 15 100 t în 1971 şi la 16 100 t în 1972. Ţările socialiste (cu excepţia U.R.S.S. care nu vinde în Franţa, însă inclusiv Iugoslavia) au realizat şi ele progrese: de la 8 500 t în 1970, aceste prestaţii s-au ridicat la 27 800 t în 1971 şi la 32 600 t în 1972.

În schimb exporturile franceze s-au ridicat la 647 100 t în 1972 (576 900 t în afara zonei francului) faţă de 568 100 t în 1971, însă 687 400 t în 1970.

(*L'Usine Nouvelle, nr. 30, iulie, 1973, p. 22—23*)

Ing. M. Bliuc şi tehn. I. Olaru
Întreprinderea metalurgică—Iaşi

Consideraţii privind introducerea tehnologiilor noi în fabricarea ţevilor sudate, în cadrul acţiunii de economisire a metalului la Întreprinderea metalurgică—Iaşi

CZ 621.774.2

Printre obiectivele de bază ale dezvoltării siderurgiei româneşti se numără şi creşterea capacităţii de producţie a ţevilor şi, în special, a ţevilor sudate, care în anul 1975 vor reprezenta 50% din producţia totală de ţevi.

Utilizarea pe scară largă a ţevilor sudate pe generatoare este o consecinţă firească a avantajelor pe care le prezintă în raport cu fabricarea ţevilor fără sudură, aceste avantaje concretizîndu-se în: consum de metal mai scăzut; productivitate ridicată; precizie dimensională; pereţi subţiri; preţ de cost mai scăzut.

În prezent la Intreprinderea metalurgică—Iaşi se utilizează la fabricarea ţevilor sudate pe generatoare procedeul de sudură electrică prin rezistenţă.

Gama dimensională ce se poate realiza este cuprinsă între Ø 5 şi 114 mm, producţie ce se realizează pe 3 linii de sudare electrică prin rezistenţă şi o linie modernă de sudare a ţevilor prin CIF pînă la Ø 76 mm, montată în ultimii ani.

În prezenta lucrare se prezintă eficienţa tehnico-economică ce va rezulta din adaptarea liniei de sudură de 4 inci (Ø 114 mm) de la procedeul de sudură prin rezistenţă cu electrozi rotativi la procedeul de sudură prin inducţie cu curenţi de înaltă frecvenţă (CIF).

Necesitatea şi oportunitatea introducerii sudurii prin CIF. Necesitatea şi oportunitatea înlocuirii procedeului de sudare prin rezistenţă —cu procedeul de sudare prin inducţie cu curenţi de înaltă frecvenţă — sînt determinate de importantele avantaje pe care le prezintă noul procedeu modern, printre care sînt următoarele:

Calitatea ţevilor sudate prin curenţi de înaltă frecvenţă este foarte bună şi uniformă pe toată lungimea ţevilor. Din punct de vedere al rezultatelor ce se obţin la probele de încercări mecanice şi tehnologice de laborator (aplatizare, îndoire etc.), aceste ţevi sînt superioare celor sudate prin rezistenţă, apropiindu-se de condiţiile de calitate impuse ţevilor fără sudură, pe care le înlocuiesc în numeroase domenii de utilizare.

Aspectul exterior al ţevilor este superior, fiind înlăturate denivelările, ciupiturile şi rizurile produse de contactul cu electrozii.

Tensiunile interne şi modificările structurale din zonele influenţate termic se diminuează foarte mult deoarece lăţimea zonei încălzite scade foarte mult, de la circa 25 mm, la procedeul existent, pînă la circa 4 mm, la procedeul prin CIF.

Bavura interioară şi exterioară rezultată din refularea marginilor încălzite are valori mult mai mici şi are tendinţe de micşorare o dată cu creşterea vitezei de sudare.

Domeniul de utilizare a ţevilor sudate prin CIF este mult mai larg decît al ţevilor sudate prin rezistenţă, prin faptul că înlocuiesc cu succes ţevile fără sudură cu pereţi mai subţiri, deficitare din punct de vedere al fabricaţiei şi al preţului de cost foarte ridicat.

Noul procedeu prin CIF permite sudarea în condiţii de calitate corespunzătoare a ţevilor cu pereţi din oţeluri speciale, oţeluri cu conţinut mai ridicat de carbon, oţeluri slab aliate, precum şi metale neferoase (aluminiu, cupru, alamă etc.).

Ca urmare a îmbunătăţirii calităţii cordonului de sudură, procentul de pierderi prin sudare, cauzate de defectele de sudură (tabelele 1 şi 2), se va micşora, avînd ca rezultat concretizat în preţul de cost, îmbunătăţirea consumului specific de metal la ţevile negre netede va fi 1,103 în loc de 1,125 t/t, prin creşterea simţitoare a indicelui de utilizare a oţelului, iar norma de consum pe total întreprindere pentru ţevile finite (inclusiv finisaj-filetare, mufe şi zincarea ţevilor negre), care în prezent este de 1,095 t/t, se va reduce.

Un avantaj deosebit de preţios la procedeul prin CIF este acela că benzile din oţel laminate la cald nu necesită nici o pregătire prealabilă a suprafeţei marginilor de sudat, spre deosebire de procedeul de sudare prin rezistenţă, care necesită o instalaţie specifică pentru îndepărtarea ţunderului de pe suprafeţele marginilor benzii. Pierderile de metal pe cauze, cuprinzînd consumul la ţevile sudate negre netede prin CIF la linia $2^1/_2''$, realizate efectiv la Intreprinderea metalurgică — Iaşi în anii 1972 — 1973, sînt date în tabela 1; în tabela 2 sînt redate pierderile de metal pe cauze, cuprinzînd consumul la ţevile sudate negre netede prin rezistenţă la linia de 4 inci (Ø 114 mm), realizate efectiv la Întreprinderea metalurgică—Iaşi în anii 1972—1973.

Prin eliminarea instalaţiei de sablare, care pregăteşte şi curăţă aceste margini, se vor îmbunătăţi condiţiile de muncă ale muncitorilor; acelaşi lucru se obţine prin reducerea simţitoare a intensităţii zgomotului produs de

Tabela 1

Denumirea operației și cauza pierderii de metal	Cantitatea ce se pierde, kg/t
Pierderi prin tăierea marginilor la linia de fișiere	46
Pierderi prin tăierea capetelor de bandă la sudarea colacilor formați după fișiere	3
Pierderi prin acordarea liniei după schimbarea de calibru, după schimbarea grosimii de perete și după controale tehnice	22
Pierderi prin probe tehnice pentru încercări de laborator	5
Pierderi prin debitare cu fierăstrăul culisant	1
Pierderi prin șpan de la frezare capete țevi	2
Pierderi prin capete nesudate și țevi neetanșe	15
Pierderi prin capete necomerciale	7
Pierderi prin șpan la filetarea țevilor	2
Total pierderi	103
Consum specific	1,103

Tabela 2

Denumirea operației și cauza pierderii de metal	Cantitatea ce se pierde, kg/t
Pierderi prin tăiere capete de bandă la sudura cap la cap	2
Pierderi prin șpan tocat la retezarea marginilor de bandă și rabotarea cordonului de sudură exterior	64
Pierderi prin probe tehnice pentru încercări de laborator	5
Pierderi prin arderi și oxidare în cuptor și RAC	21
Pierderi prin debitare la fierăstrăul volant la 14 m	1
Pierderi prin debitare la patul de răcire la 7 m	1
Pierderi prin capete îngroșate la RAC	9
Pierderi prin capete necomerciale	14
Pierderi prin șpan de la frezarea țevilor la capete	2
Pierderi prin capete nesudate și țevi neetanșe la porniri și acordări după schimbarea de calibru și grosimi de perete sau după controale tehnice	4
Pierderi prin șpan la filetarea capetelor de țevi	2
Total pierderi	125
Consum specific	1,125

turbinele de la sablare, precum și eliminarea totală a prafului de țunder care duce la poluarea atmosferei din hala de fabricație și chiar în exteriorul ei. La aceasta se mai adaugă și faptul că din prețul de cost cheltuielile materiale pentru aprovizionarea cu alice de sablare și cele necesitate cu întreținerea și funcționarea instalației de sablare a benzilor, se reduc complet din costul de fabricație prin noul procedeu modern CIF (tab. 3 — consumul de materiale auxiliare tehnologice la sudura prin CIF și tab. 4 — consumul de materiale auxiliare tehnologice la sudura prin rezistență).

Tabela 3

Denumirea materialului și operația unde se consumă	Cantitatea ce se consumă, kg/t
Sîrmă aliată $S_{11}MS_2$ Ø 1,2 mm pentru sudura cap la cap	0,035
Bioxid de carbon (CO_2) pentru sudura cap la cap sub flux	0,200
Ulei emulsie pentru răcirea SDV-urilor	1,500
Sîrmă Ø 6 mm pentru legat sarcini de țevi	0,600

Tabela 4

Denumirea materialului și operația unde se consumă	Cantitatea ce se consumă, kg/t
Sîrmă pentru sudat bandă cap la cap	0,035
Alice din sîrmă tocată pentru sablarea marginilor de bandă în vederea sudurii pe generatoare	0,700
Bioxid de carbon (CO_2) pentru sudat bandă cap la cap	0,200
Ulei emulsie, pentru răcirea SDV-urilor	1,500
Sîrmă Ø 6 mm pentru legat sarcini de țevi	0,600
Electrozi rotativi de sudură din cupru-crom	1 set/4 000t

Ținîndu-se seamă că energia este transmisă prin inducție (fără contact) nu mai poate fi vorba de uzura materialului de contact, eliminîndu-se electrozii rotativi de sudură din aliaj cupru-crom, care sînt foarte greu de procurat și costisitori, fiind un material deficitar și greu de turnat.

Domeniile de aplicabilitate a sudurii prin CIF. Procedeul de sudură inductivă prin curenți de înaltă frecvență, întîlnit în străinătate, s-a utilizat mai mult pentru sudarea țevilor din oțel și din aluminiu. Deci pentru sudarea acestor metale există o experiență destul de bogată pînă în prezent.

La oțel domeniul de utilizare cel mai mare îl au sortimentele cu conținut de carbon pînă la 0,25—0,30 %, care se sudează în mod curent. La un conținut mai ridicat de carbon trebuie avut în vedere călirea care apare în zona de influență a sudurii, astfel că trebuie realizată o recoacere de detensionare.

Se pot prelucra benzi laminate la rece și la cald atît din oțeluri calmate, cît și din oțeluri necalmate.

Se pot utiliza și benzi cu margini naturale, dacă se ține seamă de toleranțele la lățimea benzilor și de stratul de oxid al muchiilor benzii, acestea putîndu-se utiliza pentru țevi fără prescripții de calitate.

Benzile tăiate pe margini au nu numai avantajul uniformității în lățime, ci și muchiile cu luciu metalic, ceea ce este avantajos pentru calitatea cusăturii sudate.

Oţelurile bogat aliate impun condiţii mărite procedeului de sudare pentru a obţine o sudură de calitate şi rezistenţă.

Ţevile din aluminiu se sudează cu rezultate bune atît cele din aluminiu curat, cît şi cele aliate cu mangan sau magneziu.

Referitor la dimensiunile ţevilor care se pot suda după procedeul inductiv există la nivelul actual al tehnicii moderne date de orientare suficiente, din realizările practice în producţie, chiar şi la Intreprinderea metalurgică—Iaşi.

Ca limită inferioară se poate considera un diametru exterior de 8 mm. Această limită este determinată de valoarea mică a diametrului interior, pentru care pînă în prezent nu s-a realizat un miez magnetic sigur în funcţionare şi de durată.

Ca dimensiune maximă a diametrului exterior se poate considera valoarea de 500 mm. Referitor la grosimea de perete dimensiunile cuprinse între 0,5 şi 10 mm se sudează fără dificultăţi. Limita inferioară depinde nu de încălzire, ci de formarea perfectă.

Procedeul inductiv nu este indicat numai pentru sudarea ţevilor rotunde, ci poate fi utilizat şi pentru sudarea ţevilor cu profil special, ca ţevi rectangulare, ţevi pătrate, ţevi ovale, ţevi semiovale, ţevi eliptice etc., toate aceste ţevi speciale fiind foarte mult solicitate în industria nouă a României de fabricare a autocamioanelor, a autoturismelor, a utilajelor din agricultură etc. Aceste produse speciale sînt solicitate la fabricarea tuturor utilajelor moderne asimilate în industria constructoare de maşini, în vederea eliminării şi reducerii importului de utilaj din alte ţări.

Profilul ţevilor speciale poate fi realizat înainte de sudare sau dintr-o ţeavă rotundă.

Sudarea inductivă prin curenţi de înaltă frecvenţă este un procedeu a cărui economicitate creşte cu creşterea vitezei de sudare (tab. 5 — viteza de sudare realizată efectiv prin procedeul CIF şi tab. 6 — viteza de sudare realizată efectiv prin procedeul prin rezistenţă). De aceea la procedeul prin CIF se pot întîlni şi viteze de sudare ce depăşesc 100 m/min.

Viteza de sudare este condiţionată şi limitată de utilajele mecanice din fluxul tehnologic al liniei, în special de instalaţia de debitare a ţevilor sudate în flux.

Tabela 5

Dimensiunea ţevilor sudate	Viteza de sudare, m/min
Ţevi 3/8″ × 1,8 mm	86
Ţevi 1/2″ × 2 mm	82
Ţevi 3/4″ × 2,35 mm	76
Ţevi 1″ × 2,9 mm	59
Ţevi 11/4″ × 2,9 mm	57
Ţevi 11/2″ × 3,25 mm	47
Ţevi 2″ × 3,25 mm	44
Ţevi 2 1/2″ × 3,65 mm	34

Tabela 6

Denumirea ţevilor sudate	Viteza de sudare, m/min
Ţevi 3/8″ × 1,8 mm	50
Ţevi 1/2″ × 2 mm	44
Ţevi 3/4″ × 2,35 mm	37
Ţevi 1″ × 2,90 mm	30
Ţevi 1 1/4″ × 2,50 mm	30
Ţevi 1 1/2″ × 3,25 mm	26
Ţevi 2″ × 3,25 mm	24

În general ţevile sudate faţă de cele nesudate prezintă un mare avantaj dar şi un mare inconvenient, deoarece cusătura de sudură nu este stabilă şi nici suficient de rezistentă pe lungimea ţevii. Datorită acestui dezavantaj ele nu pot fi utilizate în domenii de mare complexitate, folosindu-se ţevi nesudate.

Obţinerea unei cusături de slabă calitate, în cazul utilizării procedeului de sudare prin rezistenţă cu curenţi de frecvenţe joase de 50 pînă la 200 Hz, se explică prin însăşi principiul metodei de sudură.

Asupra cordonului de sudură influenţează, într-o măsură considerabilă, periodicitatea curentului electric alternativ sinusoidal deoarece punctele de sudură se formează la fiecare amplitudine maximă de curent şi se suprapun mai mult sau mai puţin dens, în funcţie de fecvenţa curentului şi viteza de sudare.

Calitatea cusăturii depinde într-o mare măsură de presiunea electrozilor de metal, de rezistenţa specifică a metalului de sudat, de uniformitatea grosimii benzii şi de o serie de alţi factori variabili, care din punct de vedere practic sînt greu de respectat. Din aceste motive procesul de sudare nu este stabil, iar procedeul de sudură prin rezistenţă a început să cedeze teren altui procedeu mai nou, care elimină dezavantajele arătate. Astfel în ultimii ani, în ţările cu vechi tradiţii în fabricarea ţevilor sudate, s-a elaborat şi asimilat un procedeu bazat pe principii noi de sudare a ţevilor prin curenţi de înaltă frecvenţă (300—450 kHz) cu aducţiune fără contact (prin inducţie) a energiei.

Avantajul principal al sudării prin curenţi de înaltă frecvenţă este posibilitatea de a se fabrica ţevi sudate de înaltă calitate, apropiate din punct de vedere al proprietăţilor mecanice de ţevile nesudate.

Procedeul de sudare se desfăşoară stabil şi uniform, ceea ce asigură o calitate bună şi o cusătură de sudură sigură. Acest procedeu de fabricare a ţevilor a deschis largi perspective în faţa industriei de ţevi, în scopul creşterii productivităţii agregatelor.

Pe baza acestor consideraţii în majoritatea ţărilor în care se foloseşte procedeul de fabricare a ţevilor sudate prin rezistenţă, s-a trecut la procedeul prin inducţie, prin adaptarea la instalaţiile vechi a procedeului modern prin CIF.

În ultimul timp sudarea prin inducţie cu curenţi de înaltă frecvenţă (CIF) înlocuieşte tot mai mult sudarea prin rezistenţă la liniile de sudare a ţevilor pe generatoare.

În prezent sînt înzestrate cu instalaţii de inducţie de înaltă frecvenţă nu numai liniile noi de sudare a ţevilor dar şi liniile existente pentru sudarea ţevilor prin rezistenţă, iar liniile de sudare prin inducţie de frecvenţă medie sînt transformate pentru noul procedeu de inducţie cu înaltă frecvenţă.

În alte ţări transformarea liniilor de sudură prin rezistenţă în linii de sudură prin inducţie a început din anul 1962. În urma încercărilor multiple efectuate s-a demonstrat că ţevile sudate prin curenţi de înaltă frecvenţă (450 kHz) sînt calitativ la fel de bune ca ţevile fără sudură, putînd să le înlocuiască. Pentru a se vedea posibilităţile practice de înlocuire a ţevilor fără sudură cu cele sudate s-au folosit experimental ţevi sudate prin curenţi de radiofrecvenţă în construcţia diverselor maşini şi agregate. Astfel în construcţia de frigidere s-au înlocuit ţevile pentru absorbanţi şi evaporatori, la tractoare şi diferite maşini rutiere, conductele de ulei ale sistemului hidraulic. În toate cazurile ţevile sudate prin CIF s-au comportat bine cu rezultate corespunzătoare condiţiilor de lucru ale utilajelor în construcţia cărora au fost utilizate.

La sudarea prin rezistenţă se pun condiţii de calitate foarte severe pentru calitatea benzilor. Banda trebuie să fie curată pînă la luciul metalic, iar cele mai mici defecte ale suprafeţei benzii, precum şi neuniformitatea grosimii duc la rebutarea ţevilor. Sudura prin curenţi de radiofrecvenţă este mai puţin sensibilă în acest sens. Prezenţa pe suprafaţa benzii a ţunderului, a coroziunii, a uleiului etc. practic nu influenţează asupra obţinerii unui cordon de sudură de bună calitate.

Bavura interioară la ţevile sudate prin curenţi de înaltă frecvenţă este mai redusă şi se poate rabota uşor, în comparaţie cu bavura obţinută la ţevile sudate prin rezistenţă.

Astfel la sudarea prin rezistenţă bavura este intermitentă, cu caractere care ulterior constituie focare de coroziune ale cordonului de sudură şi focare de concentrare a tensiunilor, pe cînd la sudarea prin carenţi de înaltă frecvenţă bavura interioară are o formă ovalizată. Înălţimea bavurii interioare este mai mică decît în cazul sudurii prin rezistenţă şi are tendinţă de diminuare o dată cu creşterea vitezei de sudură.

Făcînd o comparaţie a celor două procedee se observă modul diferit şi caracteristic al scurgerii curentului electric în muchiile ţevii despicate. După cum s-a mai arătat alimentarea cu energie electrică la sudarea prin rezistenţă de frecvenţă joasă cu transformator cu electrozi rotativi se face prin contacte, care în acest caz sînt electrozii tip rolă. Frecvenţa de lucru obişnuită la sudarea prin rezistenţă este cuprinsă între 50 şi 200 Hz. Electrozii rotativi sînt alcătuiţi din două plăci de cupru-crom izolate între ele, iar pe circumferinţă au o curbură ajustată după ţeava supusă sudării. Prin locurile de contact curentul este condus la muchiile ţevii despicate, de unde se scurge pe drumul cel mai scurt prin zonele de contact ale despicăturii de pe o parte pe cealaltă a muchiilor. Întrucît curentul se scurge pe drumul cu rezistenţă minimă rezultă, ţinînd seamă de grosimea benzii, o repartiţie neuniformă. Deoarece valoarea curentului electric alternativ variază în timpul unei perioade (T), apar puncte încălzite la temperaturi diferite, dînd naştere la efectul de înţepătură. Acest efect este cu atît mai pronunţat, cu cît frecvenţa este mai mică şi viteza de sudare mai mare. La fel de neplăcut acţionează şi întreruperile de curent, de exemplu cele ce pot rezulta prin înrăutăţirea contactelor la suprafeţe murdare ale benzii.

Pentru evitarea acestui inconvenient muchiile trebuie ţinute curat la luciu metalic şi electrozii trebuie frecvent strunjiţi.

La procedeul inductiv cu înaltă frecvenţă, alimentarea cu energie electrică se face fără contact. Inductorul care înfăşură ţeava despicată cu o bobină, cu sau mai multe spire, este alimentat de un generator de înaltă frecvenţă (300—450 kHz). Cîmpul electromagnetic ce se formează în jurul inductorului induce în ţeava despicată o tensiune, care produce scurgerea unui curent de trecere de-a lungul liniei trasate cu punct—linie. Drumul său este mai lung ca la sudarea prin rezistenţă cu electrozi rotativi şi merge pe o muchie, închizîndu-se în spatele ţevii.

Pe baza efectului pelicular, care apare la trecerea curenţilor de înaltă frecvenţă, scurgerea curentului în muchia ţevii despicate are loc numai în domeniul adîncimii de pătrundere, care este cuprins între 0,5 şi 1 mm, la frecvenţele utilizate (300—450 kHz), pentru temperaturi superioare punctului Curie. Lungimea zonei încălzite şi mărimea frecvenţei nu mai permite apariţia efectului de înţepătură. Pentru creşterea vitezei de sudare se montează un miez magnetic, în interiorul ţevii în zona inductor — punct de sudură. Aceasta poate duce la o creştere a vitezei de sudare cu pînă la 30 %. La ambele procedee se lucrează fără aport de material de adaos, folosindu-se energia electrică pe baza principiului încălzirii prin rezistenţă.

Zona de încălzire mai lungă, la procedeul inductiv, oferă avantajul unei supravegheri mai bune deoarece punctul de sudură aflat în fața axei mediane a rolelor de presiune și unghiul de deschidere a fantei eboșei se pot ține sub un bun control, datorită construcției deschise în sectorul inductor-rolă de presiune. Întrucît încălzirea muchiilor eboșei cu fantă se face într-un timp foarte scurt, conectarea curentului de înaltă frecvență, în mod normal, trebuie făcută după atingerea vitezei de sudare. Reglarea fină a temperaturii de sudare se face ulterior cu ajutorul unui buton aflat la pupitrul instalației de comandă de la distanță. După însușirea modului de punere în funcțiune, instalația poate fi utilizată fără alte condiții speciale.

Din experiența acumulată pînă în prezent o recalificare a personalului de deservire este foarte ușoară și posibilă în cel mai scurt timp.

La schimbarea dimensiunilor eboșei fabricate, în afară de schimbarea rolelor de la linia de formare și calibrare, trebuie să se schimbe și inductorul și miezul magnetic.

Avantajele economice cele mai importante obținute prin trecerea sudării țevilor de la procedeul prin rezistență la procedeul prin CIF sînt:

— pierderi de metal mai mici;
— consumuri de materiale auxiliare tehnologice mai reduse;
— viteză de sudare mai mare;
— productivitate orară mai bună;
— economisirea unei mari cantități de electrozi rotativi din cupru-crom și a unei însemnate cantități de alice din sîrmă tocată, pentru sablarea marginilor benzii.

Toate aceste avantaje însemnate duc la reducerea consumului specific de metal și la ridicarea eficienței economice a întreprinderii.

Cunoașterea factorilor pozitivi și negativi, care influențează nivelul cheltuielilor și a consumului de metal, constituie o necesitate pentru fiecare loc de muncă, secție sau întreprindere, iar pentru atingerea acestui scop este necesar să se analizeze temeinic toate sursele de reducere a consumului de metal, pentru ca astfel să se obțină avantaje economice maxime cu eforturi financiare de investiții minime. Aceste avantaje economice reprezintă sursa producerii de bunuri materiale la un preț de cost mai scăzut, sursa unei productivități maxime a muncii, deci sursa creșterii continue a bunei stări materiale a întregii societăți.

BIBLIOGRAFIE

[1] Scevarin I.F., Goldberg V.T., Golovkik R.V. și Iancenka B.N. *Cercetări asupra parametrilor de bază ai procesului de sudură longitudinală a țevilor prin curenți de radiofrecvență.* Svorocinoe Proizvodstva, nr. 2, 1968 (articol tradus).

[2] Lewis G.E. *Sudarea țevilor prin curenți de înaltă frecvență.* Welding and Metal Fabrication (articol tradus).

[3] * * * *Sudarea țevilor metalice prin curenți de înaltă frecvență.* Cercetare documentară. Ed. I.C.D.T., 1971.

[4] Goldberg V. *Calitatea îmbinărilor sudate a țevilor în cazul sudării prin curenți de înaltă frecvență.* Svorocinoe Proizvodstva. Oct. 1968 (articol tradus).

[5] * * * *Sudarea și încălzirea prin inducție în fabricația țevilor de oțel.* Le journal de l'équipement électrique, nr. 1, 1965.

[6] * * * *Sudarea țevilor prin curenți de înaltă frecvență.* Weld and Metal Fabrik 1968 (articol tradus).

[7] Moldovan I. *Elemente de tehnologia fabricării țevilor sudate.* Studiu de Sinteză. O.D.P.T.—M.I.M., 1969.

[8] Danilov F.A. *Laminarea țevilor.* București, Editura tehnică, O.D.P.T.—M.I.M., 1969.

Încercări privind modificarea sistemului de zidire a recipientului instalației de tratare a oțelului sub vid de tip R.H.

Ing. N. Gulianca
Uzina de mașini grele—București

CZ 669.18.046. 55:666.763

Unul din procedeele utilizate la scară mondială cu bune rezultate în eliminarea hidrogenului conținut în oțel este procedeul R.H. sau procedeul prin recirculare a oțelului. Această recirculare are loc într-o incintă căptușită cu material refractar și încălzită la circa 1 100 — 1 200°C, care are o durabilitate limitată, în situația noastră conducînd la un număr de circa 20 tratamente pe o campanie. Acest lucru a creat anumite probleme în exploatare și s-a născut astfel ideea de a crește durabilitatea refractarelor folosite, astfel încît să crească și numărul de tratamente posibil de efectuat de-a lungul unei campanii (adică între două reparații ale căptușelii refractare).

Soluția clasică

Căptușeala urma să fie realizată din formate „H" de cărămizi mulitice avînd: $Al_2O_3 + TiO_2 \approx 72\%$; $Fe_2O_3 < 1\%$ și refractaritatea circa 1 850°C.

Tuburile de trecere și tuburile de imersiune se executau prin ștampare din beton corindonic, avînd $Al_2O_3 + TiO_2 = 95-97\%$ și $Fe_2O_3 < 0{,}5\%$ și a cărui refractaritate ajungea la 1 800°C. După un timp s-a trecut la folosirea în locul cărămizilor mulitice a unor cărămizi bauxitice, menținîndu-se formatul „H" al cărămizilor folosite la zidire și betonul corindonic folosit la ștamparea tuburilor de imersie și trecere cu aceleași rezultate în ceea ce privește durabilitatea căptușelii (fig. 1).

Prima încercare. În cazul căptușelilor refractare pentru recipienții instalațiilor de tratare a oțelului sub vid asupra materialelor respective acționează simultan un complex de factori:

— stabilitatea chimică a refractarelor supuse unui vid industrial, fără acțiunea oțelului sau zgurei;

— reacția, în vid, a elementelor conținute în oțel asupra refractarelor;

— reacția, în aceleași condiții a componentelor zgurei și, în special, a oxidului de fier;

— variațiile de presiune și de temperatură;

— construcția căptușelii din materiale refractare.

În ultimii ani producătorii de refractare au făcut progrese însemnate reușind să realizeze, prin procedee speciale, materiale refractare de foarte bună calitate.

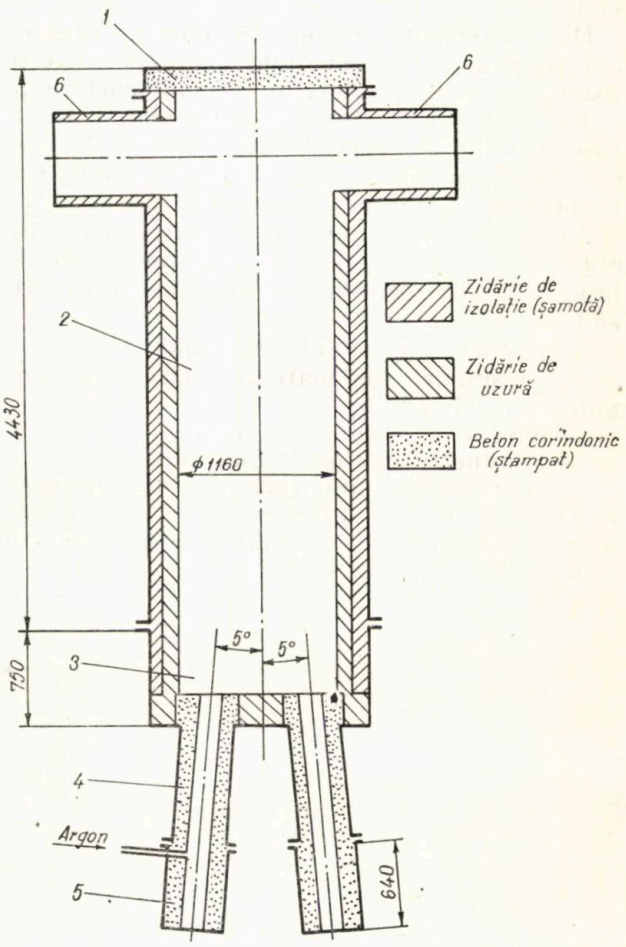


Fig. 1. Secțiune prin recipientul R.H. (varianta clasică):
1 — capac superior; *2* — recipient superior; *3* — recipient inferior; *4* — tub de trecere; *5* — tub de imersiune; *6* — tuburi de legătură la pompa de vid.

a) Pentru prima încercare s-au folosit la instalația R.H. refractare bazice în format „H" și, ca o noutate, s-a adoptat și soluția de zidire a tuburilor de trecere în loc de ștampare (fig.2).

S-au folosit cărămizi bazice cu compoziția aproximativă: 63 % MgO; 20 % Cr_2O_3; 5 % Al_2O_3; 8,5 % Fe_2O_3; $CaO/SiO_2 < 2$, fiecare cu rezistența la compresiune de 200 — 400 kgf/cm² și

coeficientul de dilatare termică 1,0 % pînă la 1 000°C şi 1,5% pînă la 1 400°C.

Soluţia nu a dat rezultatele scontate mai ales din cauza tuburilor de trecere zidite. Acestea cedau în special de-a lungul rosturilor orizontale, mantaua se înroşea la exterior şi

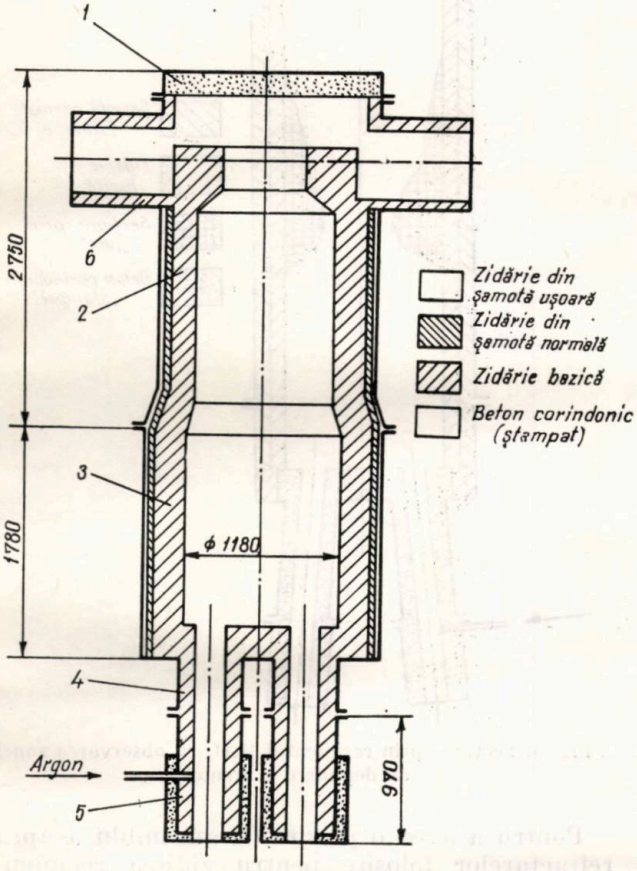


Fig. 2. Secţiune prin recipientul R.H. modificat:
1 — capac superior; *2* — recipient superior; *3* — recipient inferior; *4* — tub de trecere; *5* — tub de imersiune; *6* — tuburi de legătură la pompa de vid.

pentru a nu se perfora instalaţia se impunea oprirea ei.

b) S-a încercat folosirea tuburilor de trecere ştampate cu beton corindonic, menţinînd zidăria bazică, dar nici această soluţie nu a fost cea mai bună. În aceste condiţii se produce o rupere a betonului în zona care corespunde cu nivelul fundului recipientului şi tot după un cerc într-un plan orizontal (fig. 3). S-au obţinut durabilităţi mai mari decît în soluţia cu tuburi de trecere zidite dar şi acestea au fost departe de a da deplină satisfacţie. Pe lîngă aceste greutăţi s-au luat măsuri de realizare a unei izolaţii termice mai bune, avîndu-se în vedere faptul că refractarele bazice au o conductibilitate termică mult mai mare decît cele folosite anterior.

A doua încercare. Pentru a doua încercare s-a renunţat la recipienţii modificaţi ce s-au folosit în prima încercare şi s-a revenit la vechii recipienţi ai instalaţiei. S-a menţinut soluţia cu tuburi de trecere ştampate cu beton corindonic şi s-a zidit recipientul tot cu cărămidă bazică dar în format „O". În această situaţie au fost folosite cărămizi cu un conţinut mai ridicat de MgO şi avînd un coeficient de dila-

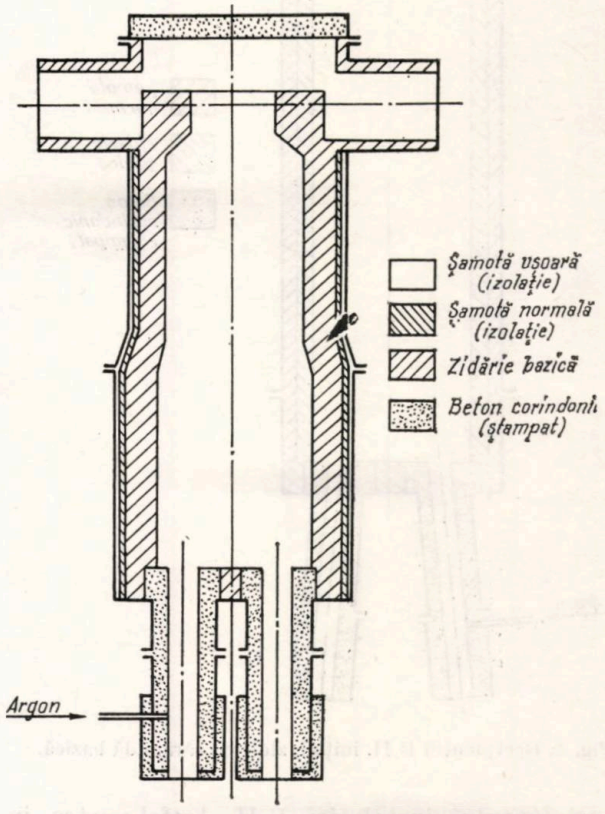


Fig. 3. Recipientul R.H. modificat, cu tuburi de trecere şi imersiune, ştampate cu beton corindonic.

tare termică apropiat de cel al betonului corindonic (fig. 4).

Durabilitatea zidăriei a crescut de la 20 la 25 de tratamente pe campanie. Pe lîngă acest lucru bun a apărut un dezavantaj care a condus la o a treia încercare. În orice instalaţie de tip R.H. cu timpul au loc depuneri de oţel pe pereţii recipientului în zona superioară, depuneri care stînjenesc procesul de vacuumare, pe de o parte, iar pe de altă parte pot altera în orice moment compoziţia şarjei de oţel aflată la tratament (fig. 5).

Cînd recipientul era căptuşit cu cărămidă mulitică sau bauxitică acest „urs" nu adera la căptuşeală şi îndepărtarea lui era o problemă relativ uşor de rezolvat. La folosirea refractarelor bazice îndepărtarea acestui urs se face doar prin demolarea zidăriei respective, astfel că şi perioada de reparaţie a instalaţiei se prelungeşte pierzîndu-se o serie de cărămizi care ar mai putea fi utilizate.

A treia încercare. Aceste lucruri amintite au condus la ideea combinării zidăriei

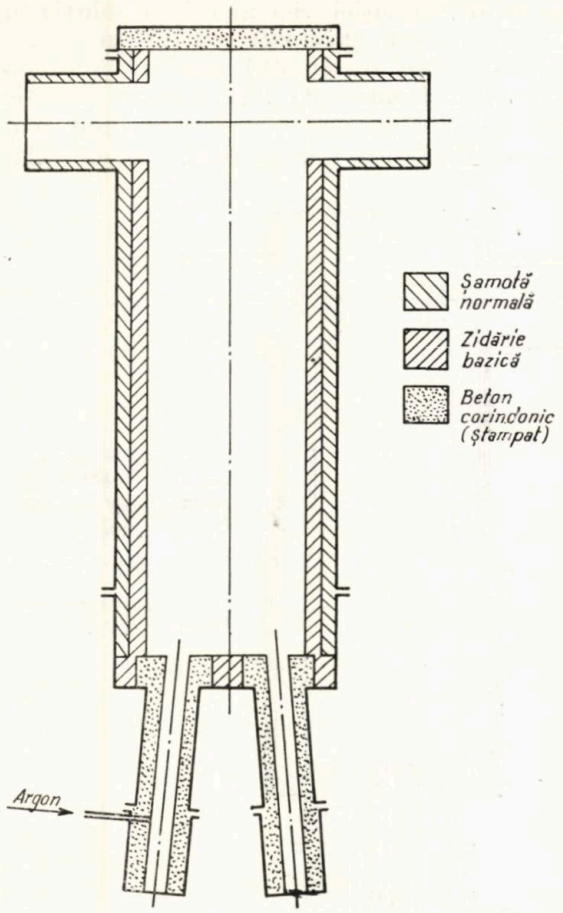


Fig. 4. Recipientul R.H. iniţial, zidit cu cărămidă bazică.

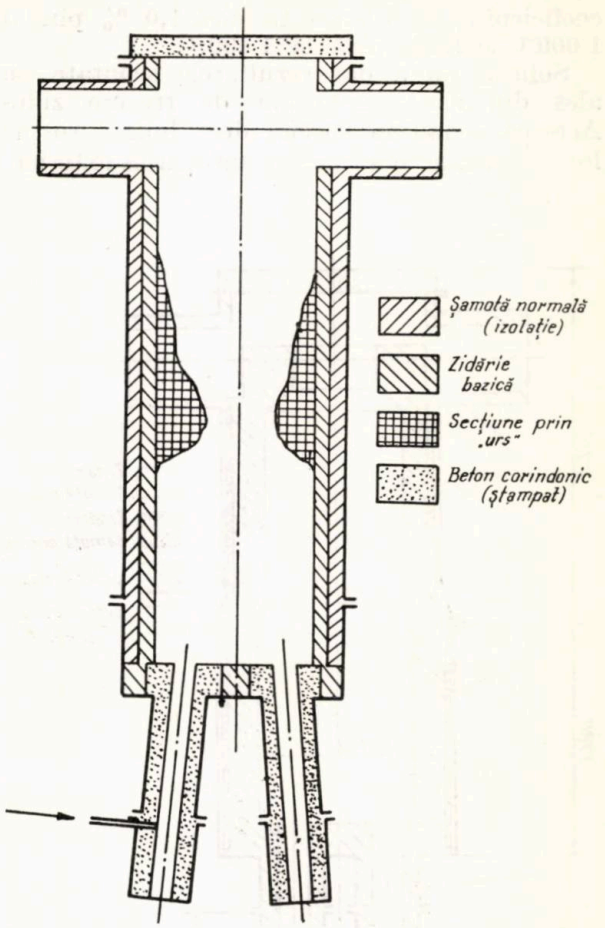


Fig. 5. Secţiune prin recipientul R.H. cu observarea zonei de depunere a ursului.

recipientului instalaţiei R.H. Astfel partea inferioară se zideşte cu cărămizi bazice în format „Q", tuburile de trecere se ştampează cu beton corindonic, de la flanşa de legătură, către partea superioară se mai zidesc circa 750 mm cu cărămizi bazice în format „H", iar mai sus, în zona de formare a „ursului", se folosesc cărămizi bauxitice. Această soluţie se întrebuinţează la ora actuală cu bune rezultate în ceea ce priveşte durabilitatea zidăriei, deblocarea recipientului de „urs" şi timpul pentru repararea instalaţiei (fig. 6).

Partea instalaţiei care pătrunde în oţel este formată din două tuburi de imersie, căptuşite şi ele cu materiale refractare de foarte bună calitate.

În soluţia clasică tubul de imersie se realiza ştampat în întregime din beton corindonic (fig. 7).

S-a încercat o soluţie combinată adică partea interioară, cea care vine în contact cu oţelul, s-a zidit cu cărămizi bazice în format „H", iar exteriorul s-a ştampat din acelaşi beton corindonic. Rezultatele au fost excelente, tubul rezistînd foarte bine pe toată durata campaniei instalaţiei (fig. 8).

Pentru a avea o privire de ansamblu asupra refractarelor folosite pentru zidirea recipientului instalaţiei R.H. se indică mai jos datele privind volatilizarea în vid a diverselor tipuri de refractare (încercări de 4 h la 1 632°C şi o presiune de 5 μ mHg) (tabela 1) şi stabili-

Tabela 1

Cărămizile	Pierderea în greutate, %	Viteza de pierdere în greutate, $\times 10^{-4}$, g/cm^2. min
A. *Cărămizi bazice*		
Magnezită de înaltă puritate (97% MgO)	6,2	5,4
Cromomagnezită topită electric şi reaglomerată (MgO—62% şi Cr_2O_3—17,5%)	5,0	4,2
Acelaşi tip (MgO—52% şi Cr_2O_3— 22,7%)	6,9	5,9
Cromit	6,5	7,5
Dolomită de înaltă puritate (MgO + + CaO = 99%)	0,6	0,4
B. *Cărămizi cu înalt conţinut de Al_2O_3*		
Corindon de înaltă puritate (Al_2O_3—99%)	0,2	0,2
Corindon cu liant mulitic (Al_2O_3—90%)	0,8	0,6
Mulit (Al_2O_3—72%)	2,1	1,5
Cărămidă topită electric (Al_2O_3—96%)	1,2	1,1

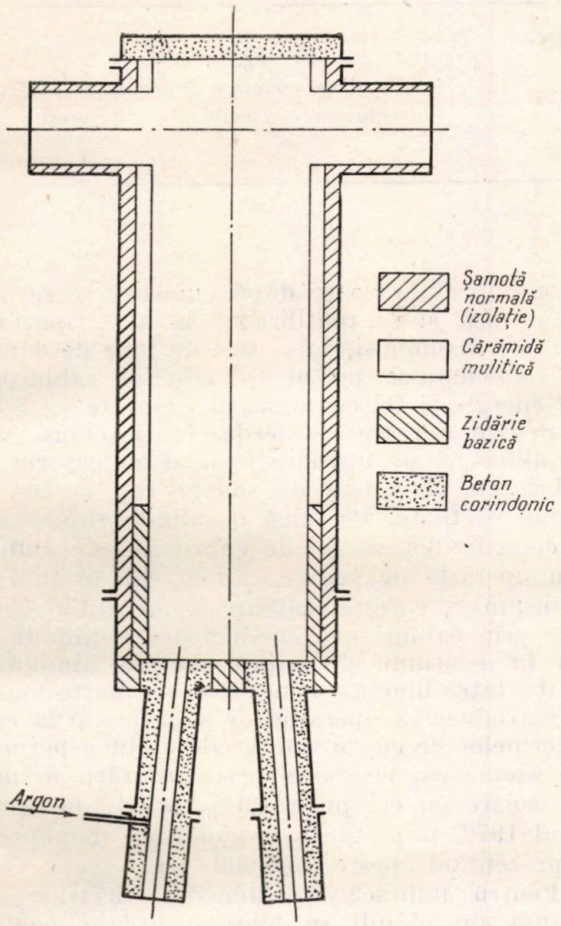


Fig. 6. Secţiune prin recipientul R.H. (varianta optimă).

tatea refractarelor în prezenţa oţelului în vid (tabela 2) (încercări la 1 595°C, cu un oţel cu 0,4 %C, vid iniţial 10μ mHg).

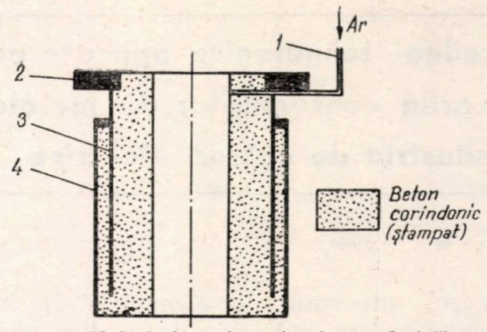


Fig. 7. Tub de imersiune (varianta clasică):
1 — ţeavă suflare argon; *2* — flanşă de legătură; *3* — manta etanşare; *4* — manta susţinere.

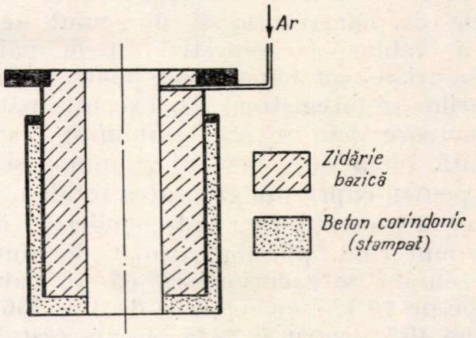


Fig. 8. Tub de imersiune (varianta nouă).

În concluzie pînă în prezent s-au efectuat o serie de trei încercări, urmărindu-se eliminarea zonelor de uzură şi a altor deranjamente apărute în cadrul soluţiei clasice. Problema nu a fost epuizată, încercări şi soluţii noi se vor încerca în continuare.

Soluţia prezentată şi care pe moment este bună se foloseşte şi se va folosi (a treia încercare) dar sînt posibile şi alte îmbunătăţiri care vor fi aduse actualei soluţii aflate în exploatare.

Tabela 2

Tipul cărămizii	Analiza cărămizii, %				Nr. *) probă	Analiza oţelului, %			Agitarea băii
	Al_2O_3	SiO_2	MgO	Cr_2O_3		C	Si	Cr	
A. Stabilitatea medie (30—70 μ. m/min)									
Argiloasă	42—45	51—54	—	—	1	0,41	0,008	—	moderată
					2	0,39	0,008	—	
					3	0,37	0,032	—	
Cromomagnezită	—	—	43—45	20—22	1	0,37	0,007	—	moderată
					2	0,37	0,008	—	
					3	0,35	0,012	—	
Al_2O_3—60 %	58—60	36—38	—	—	1	0,39	0,008	—	moderată
					2	0,38	0,012	—	
					3	0,37	0,028	—	
Al_2O_3—70 %	68—70	26—28	—	—	1	0,39	0,01	—	moderată
					2	0,39	0,01	—	
					3	0,35	0,02	—	
B. — Stabilitatea mediocră (peste 70 μm/min)									
Cărămidă clasică de oale în S.U.A.	24—28	63—66	—	—	1	0,36	0,02	—	foarte violentă
					2	0,34	0,03	—	
					3	0,28	0,11	—	
Silice topită	—	99	—	—	1	0,40		—	violentă
					2	0,40		—	
					3	0,35		—	
Masă plastică de cromit	FeO 25	8—10	8—11	38—40	1	0,39	0,006	0,01	violentă
					2	0,40	0,005	0,01	
					3	0,34	0,019	0,08	

* Numerele 1,2,3 indică momentul prelevării probei de oţel: 1 — imediat după topire;
2 — după 30 min, înaintea imersării epruvetei de material refractar; 3 — după 30 min de la imersiunea epruvetei.

Procedee tehnologice aplicate pentru raționalizarea consumurilor de metale neferoase în industria de cabluri electrice

Dr. ing. C. Cruceru
Institutul de cercetare și proiectare pentru industria electrotehnică — București

CZ 669.2/8 :621 – 427.4 :677.72

Un rol important în economia de metale neferoase pentru industria de cabluri electrice de energie și telecomunicații îl are aplicarea unor procedee tehnologice adecvate, în funcție de construcția și domeniul de utilizare a cablurilor respective. Cele mai mari consumuri de metale neferoase pentru fabricația cablurilor se înregistrează la execuția părții lor conductoare (cupru sau aluminiu), care reprezintă circa 40% pentru aluminiu și circa 65% pentru cupru din greutatea totală a cablurilor și la protecția lor, unde ponderea o deține, în primul rînd, plumbul urmat de aluminiu. Ca exemplu se menționează că un cablu de energie de 10 kV, cu secțiune de 3 × 150 mm², conține 40% cupru și 32% plumb, restul fiind alte materiale (dielectrice și de protecție). De aici rezultă importanța care trebuie acordată consumului de metale neferoase în industria de cabluri electrice.

Procedee tehnologice aplicate la I.C.M.E. — București pentru raționalizarea consumurilor de metale neferoase în industria de cabluri electrice. Prin eforturile de cercetare ale I.C.P.E. — București și I.C.M.E. — București au fost introduse mai multe procedee de raționalizare a consumurilor de metale neferoase în fabricația cablurilor de energie și telecomunicații.

Pentru economisirea metalelor neferoase s-au avut în vedere, în primul rînd, fazele tehnologice unde se prelucrează funiile de cupru sau aluminiu și cămășile de plumb, căutînd să se introducă în fabricație o serie de procedee tehnologice care să aibă ca efect reducerea consumurilor de materiale feroase și neferoase și stabilirea unor noi consumuri mai raționale. În acest scop s-a trecut la generalizarea recoacerii sîrmei de cupru sau aluminiu pe instalații complexe care permit să se efectueze atît trefilarea, cît și recoacerea, în mod concomitent. S-a eliminat procedeul de recoacere a cuprului sau aluminiului pe utilaje separate. Recoacerea simultană a sîrmei trefilate, împreună cu trefilarea, a permis reducerea pierderilor de cupru sau aluminiu prin rebobinare în procesul de trefilare, cu cel puțin 15 %, și reducerea costului sîrmei trefilate cu 3 lei/kg, adică de la 38 la 32 lei/kg. Efecte economice deosebite au fost obținute prin retrefilarea sîrmei de cupru emailate cu peliculă de lac neuniformă. Prin aceasta întreaga cantitate de cupru găsită necorespunzătoare după emailare se recondiționează și se reutilizează la alte tipuri de cabluri, economisindu-se zeci de tone de cupru și reducîndu-se prețul de cost al cablurilor de energie și telecomunicații cu peste 7—8%.

Pentru micșorarea pierderilor de cupru sau de aluminiu s-a introdus în mod obligatoriu în fabricație procedeul de sudare cap la cap a sîrmei trefilate. Pe lîngă o calitate superioară a conexiunilor sîrmei de cupru sau de aluminiu operația de sudare cap la cap asigură o transmitere corespunzătoare a curentului electric prin cabluri sau conductoare, obținîndu-se un fir continuu de cupru sau de aluminiu. Fiabilitatea unor asemenea fire este foarte bună.

Introducerea operației de sudare cap la cap a sîrmelor de cupru sau de aluminiu a permis, de asemenea, creșterea productivității muncii la izolare cu cel puțin 25%, obținîndu-se, în anul 1972, importante economii de manoperă, reprezentînd peste 500 000 lei.

Pentru îmbrăcarea cablurilor electrice în manta de plumb se folosesc utilaje pentru presat plumb cu acțiune verticală. Presele de plumb se compun dintr-un cilindru hidraulic cu piston, care presează plumbul topit într-un recipient, prin interiorul căruia trece cablul ce se învelește în cămașa de plumb. Plumbul se topește într-o baie încălzită electric care se leagă de recipient printr-o conductă de aducțiune.

Pentru a se evita pe cît posibil pierderile de plumb prin oxizi s-a stabilit că temperatura plumbului trebuie să se situeze între 380 și 410°C. Din experiența obținută pînă în prezent s-a constatat că o presare bună se poate realiza cînd recipientul presei s-a încălzit la 100—120°C, iar dispozitivul prin care trece cablul, adică dornul și matrița, la 160—230°C.

În general temperatura dispozitivului prin care trece cablul depinde de diametrul cablului plumbuit, adică cu cît diametrul cablului electric este mai mare, cu atît temperatura mantalei care formează cămașa de plumb trebuie să fie mai mică.

Pentru a se evita pierderile și consumurile exagerate de plumb s-a stabilit pentru fiecare diametru o grosime radială optimă de plumb, în funcție de diametrul exterior al cablului pentru cămașa de plumb D_e și de diametrul cablului sub cămașa de plumb D_i, adică a cablului izolat cu hîrtie sau cauciuc.

Grosimea radială a cămăşii de plumb care asigură un consum optim de plumb stabilit în mod raţional trebuie să fie de maximum 5% din diametrul exterior al cablurilor.

Eliminarea unor consumuri excesive de plumb se obţine şi prin asigurarea sincronismului dintre turaţia coşurilor cu cablu pline de ulei şi a instalaţiilor de înrolare a cablului plumbuit.

Pe lîngă cele arătate constructorii de cabluri acordă un interes deosebit compactizării cablurilor trifazice prin trecerea de la vine rotunde la vine de forţă sectorizate. Execuţia cablurilor electrice în formă de sector permite o micşorare a diametrului acestora cu cel puţin 10—15%, deci un consum mai mic de plumb şi o greutate mai scăzută a cablurilor. În acest scop s-a trecut la extinderea sectorizării cablurilor de energie la un procent de circa 80% din numărul total de tipodimensiuni.

Introducerea şi extinderea în fabricaţie a cablurilor de forţă de formă sectorizată aduce cu sine o micşorare a consumului de plumb, în medie cu 20%, şi o scădere a greutăţii cablului, cu cel puţin 20% din greutatea unui cablu echivalent, cu secţiune rotundă. O dată cu aceasta preţul de cost al unui kilometru de cablu scade, în cazul unui cablu de 10 kV, cu secţiunea de 3×150 mm^2, cu 32 900 lei/km.

Deoarece plumbul reprezintă peste 30% din greutatea cablurilor electrice de forţă s-a căutat să se stabilească unele consumuri specifice de plumb cît mai raţionale, precum şi posibilitatea înlocuirii lui complete cu materiale termoplastice, la aproape toate cablurile pînă la 10 kV [1], [2].

În ultimul timp au fost asimilate şi în ţara noastră numeroase produse de cabluri şi conductoare electrice îmbrăcate în cămăşi de materiale termoplastice (PVC) care înlocuiesc integral plumbul la cablurile de energie de 1—10 kV [1].

Înlocuirea integrală a plumbului cu materiale plastice la cablurile de energie de 1—10 kV va permite economisirea a circa 600 t/an de plumb, care va putea fi utilizat în alte domenii ale economiei naţionale din ţara noastră. Pe lîngă aceasta utilizarea maselor plastice în locul plumbului permite reducerea greutăţii cablurilor cu 20—30%, în funcţie de construcţia şi creşterea duratei de viaţă a unor tipuri de cabluri care funcţionează în medii corosive, în care plumbul nu poate rezista (în special în industria chimică şi fabricile de medicamente).

Se apreciază că prin ansamblul de măsuri tehnologice care au fost cercetate şi aplicate în industria de cabluri numai în anul 1973 se va reduce costul acestor produse electrotehnice cu 8—10%, ceea ce va avea ca efect reducerea implicită a costurilor liniilor electrice în cablu cu 15—20%.

Concluzii

Ansamblul de procedee tehnologice aplicate pentru raţionalizarea consumurilor de metale neferoase în industria de cabluri electrice va fi extins prin aplicarea procedeelor tehnologice indicate şi la unele tipuri speciale de cabluri de telecomunicaţii magistrale şi a unor conductori electrici pentru instalaţii electrice, care funcţionează în medii corosive.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cruceru C. *Conducte electrice.* Bucureşti, Editura tehnică, 1969, p. 434.

[2] Privizentev V. şi Sarle D. *Kabeli i provoda.* Moscova, Gosenergoizdat, 1972.

Aspecte ale cercetărilor metalurgice efectuate asupra depozitelor de lingouri de fier protoistorice descoperite la Negri (Jud. Bacău)

Dr. ing. M. Marcu

Institutul de petrol — Ploiești

CZ. 669.1(498)

În anul 1969 a fost descoperit în localitatea Negri din jud. Bacău un depozit important de bare din fier, format din 314 piese, cîntărind circa 273 kg, precum și lanțuri de fier plate (27 piese lungi și 19 piese scurte) larg utilizate ca centuri de către luptătorii celți. Aceste din urmă piese au permis stabilirea fără rezerve a depozitului în a doua jumătate a secolului II î.e.n. și acceptarea ipotezei originii sale celtice într-o țară unde antichitățile celtice sînt foarte rare. Se presupune că acest mare depozit, singular în Europa de est, a ajuns pe calea comerțului.

Barele de fier au avut o formă de lance. Dimensiunile pieselor au fost variate, iar greutatea lor după curățare a fost de 650—1 200 g.

Greutatea inițială a fost însă mai mare deoarece piesele prezintă o coroziune accentuată. Din aceste piese s-au tăiat eșantioane pentru cercetarea metalografică.

Proba detașată din partea groasă a piesei sub formă de lance arată o structură feritică în miez (fig. 1) și o structură perlitică cu o rețea de ferită la margine (fig. 2), între ele existînd o zonă de trecere ferito-perlitică (fig. 3).

Proba metalografică, detașată din porțiunea mai subțire, arată de asemenea o structură perlitică spre exterior și ferito-perlitică spre interior (fig. 4). Grosimea piesei este de circa 1 mm.

Dintr-o altă piesă au fost detașate alte probe, observîndu-se o trecere netă între o structură perlitică și una ferito-perlitică (fig. 5), care

Fig. 1. Microstructura oțelului în miez. Grăunți de ferită cu incluziuni alungite de zgură. Atac nital × 100.

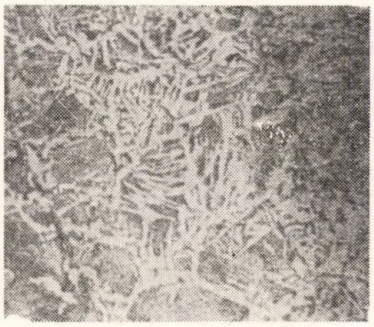


Fig. 2. Microstructura oțelului la suprafață. Perlită cu rețea de ferită. Atac nital × 100.

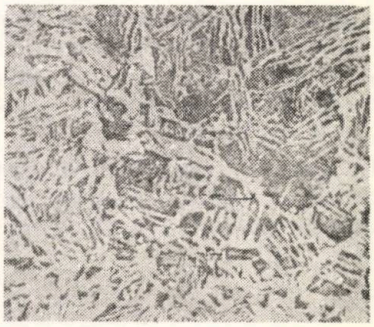


Fig. 3. Microstructura zonei de trecere. Ferită și perlită. Atac nital × 100.

Fig. 4. Microstructura oțelului în zona subțire. Ferită și perlită. Atac nital × 100.

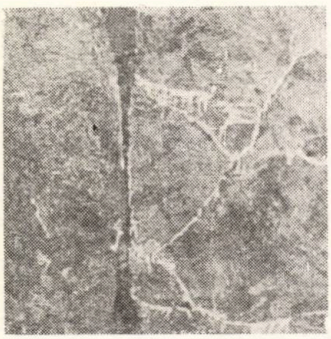


Fig. 5. Sudarea la cald a două materiale diferite. Perlită și perlită cu rețea de ferită. Atac nital × 100.

denotă o sudare la cald a două materiale prin forjare.

Pe alte probe detașate din aceeași porțiune se constată microscopic că materialul este eterogen, fiind obținut prin forjarea împreună a mai multor bucăți de material, eventual deșeuri.

Din studiul microstructurilor și a determinărilor de duritate s-au putut trage concluzii cu privire la tehnologia folosită la elaborarea materialului din depozitul găsit. Astfel pe baza microstructurilor se trage concluzia că la baza elaborării aliajului a fost folosită fabricarea oțelului prin pudlare. Acest lucru reiese din faptul că în miez oțelul are un conținut foarte scăzut de carbon (structură feritică), cu incluziuni bo-

gate de zgură deformate (alungite) pe direcţia în care materialul a fost forjat. După elaborare oţelul a fost supus unui proces de cementare, pentru a se obţine un material cu rezistenţă şi duritate ridicată.

Se poate presupune că operaţia de cementare s-a realizat prin cufundarea fierului pudlat în vatra cu cărbuni încinşi şi menţinerea sa timp de cîteva zile. Durata lungă a procesului şi temperatura înaltă de cementare sînt confirmate de grăunţii mari observaţi în structură.

Se constată că stratul cementat are o grosime mare care însă nu poate fi apreciată deoarece prin coroziune o parte din acesta a fost distrus. Deoarece materialul nu a fost călit, după îmbogăţirea în carbon se trage concluzia că produsele găsite constituie semifabricate care, după prelucrare ulterioară în lănci sau unelte agricole, au putut fi călite, asigurîndu-se obţinerea unor piese cu duritate şi rezistenţă superficială ridicate şi un miez tenace, corespunzătoare condiţiilor în care probabil vor lucra. Această ipoteză nu a putut fi confirmată pînă în prezent de găsirea în apropiere a unor piese finite la care această tehnologie să fie constatată (tratament complet de cementare adică carburare şi călire), însă deducerea logică este confirmată de rezultatele altor cercetări, care menţionează folosirea tratamentului de cementare la această perioadă, precum şi de faptul că cercetările arheologice consideră că depozitul găsit constituie semifabricate care urmau să fie prelucrate în piese finite deoarece sub forma existentă nu li se poate indica o utilizare concretă. Pe de altă parte, microstructurile probelor cercetate au arătat că s-au folosit şi alte tehnologii specifice pentru a se obţine materiale cu duritate şi rezistenţă ridicată. Astfel, pentru a se evita durata mare a procesului de cementare pentru piese cu grosime importantă s-a folosit tehnologia următoare: piesele cu secţiune mică au fost cementate pe întreaga secţiune, iar ulterior au fost sudate între ele prin forjare (fig. 5). Pe această cale, folosindu-se posibilităţile tehnice existente în această perioadă istorică, au putut fi rezolvate probleme legate de construcţia unor piese groase din oţel cu conţinut ridicat de carbon.

Concluzii

Din cercetarea metalografică a materialelor găsite se trag următoarele concluzii cu privire la tehnologia folosită la fabricarea şi prelucrarea oţelului descoperit în depozitul de la Negri:

— Pentru fabricarea oţelurilor cu conţinut ridicat de carbon se foloseşte cementarea fierului obţinut în stare păstoasă prin pudlare. Ea se făcea pe grosime mare, păstrîndu-se totuşi un miez moale şi tenace.

— Pentru piesele de secţiune mare, la care cementarea ar fi durat prea mult, se proceda la îmbinarea prin forjare a mai multor materiale, de grosime mai mică, cementate în prealabil.

— Se folosea de asemenea forjarea împreună a mai multor materiale, obţinîndu-se semifabricatele dorite. Pe această cale era posibilă şi valorificarea eventualelor deşeuri.

— Se apreciază că produsele găsite constituiau semifabricatele care, după deformarea plastică în vederea obţinerii produselor dorite, erau călite.

Cercetările de faţă reprezintă o primă etapă a unui studiu mai complex.

Combaterea poluării sonore în fabricile de cabluri

Dr. ing. A. Darabont
Ministerul Muncii

CZ 621.427.4 :677,72 :534.83

Combaterea zgomotului în industrie a devenit în ultimele decenii o problemă deosebit de acută datorită înmulțirii considerabile și creșterii puterii surselor de zgomot. Cercetările medicale efectuate au evidențiat caracterul nociv al zgomotului asupra organismului uman și efectele negative ce se răsfrîng asupra productivității muncii, lucru ce reclamă tratarea acestei probleme cu toată importanța ce i se cuvine.

Metodele moderne de combatere a zgomotului urmăresc trei scopuri distincte:

— unul de natură tehnică, care constă în realizarea de instalații, agregate și diverse construcții, în condiții care să elimine generarea de zgomot peste limitele admisibile, în vederea evitării înrăutățirii caracteristicilor funcționale, scăderii calității produselor și degradării premature a elementelor componente ale instalațiilor;

— unul de natură socială, care constă în înlăturarea aspectului de noxă socială pe care o prezintă poluarea cu zgomot prin procentul mare de muncitori afectat de zgomot;

— un scop de natură medico-sanitară, care constă în protejarea muncitorului împotriva efectelor complexe provocate de zgomot, care afectează confortul fizic și psihic, starea de sănătate și capacitatea de muncă.

În cadrul fabricilor de cabluri există numeroase surse de zgomot cum sînt mașinile de înfuniere și țesătorie a cablurilor de tracțiune sau electrice.

În prezentul material se prezintă situația zgomotului în aceste fabrici și soluțiile de combatere a lui.

Sursele de zgomot existente

Măsurările de zgomot efectuate pe teren au arătat că halele cu niveluri de zgomot mai ridicate sînt cele de țesut cabluri și cele de izolare cu cauciuc și p.v.c. Procesele tehnologice din halele de țesătorie generatoare de zgomot sînt cele de bobinare, de țesere, de șpulnisare și înfuniere a cablurilor.

Măsurătorile de zgomot efectuate în aceste hale au arătat că limitele admise de curba *Cz* 85, conform Normelor republicane de protecție a muncii, sînt depășite cu valori între 6 și 28 dB, valoarea maximă a depășirii de 28 dB fiind măsurată la frecvența de 2 000 Hz.

În figura 1 sînt reprezentate spectrele zgomotului într-o hală de izolare cu cauciuc și p.v.c. a cablurilor. Din această diagramă rezultă că curba limită admisă, *Cz* 85, este depășită la L_{max} (nivelul maxim) în gama de frecvențe situată între 250 și 8 000 Hz, valoarea maximă a depășirii de 28 dB fiind măsurată la frecvența de 2 000 Hz. De asemenea nivelul limită de 90 dB (*B*) este depășit cu 22 dB (*B*).

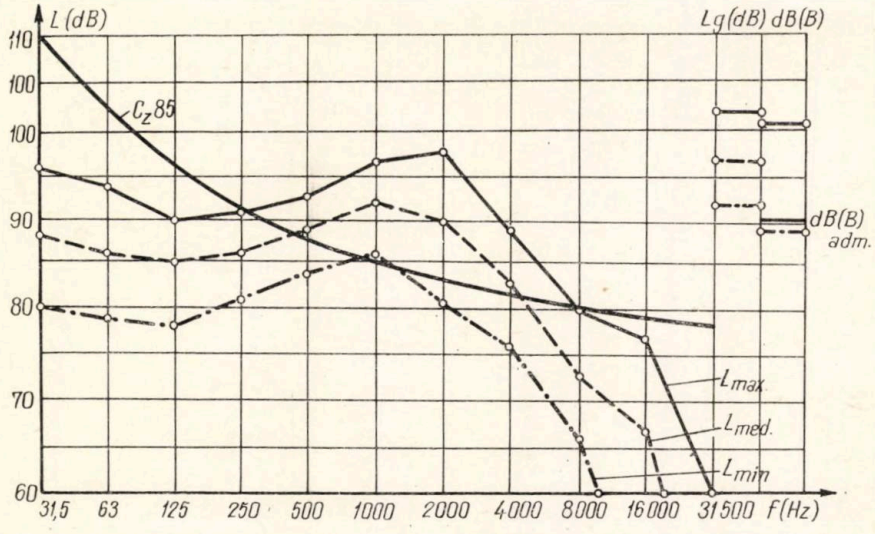


Fig. 1. Spectrele zgomotului într-o hală de izolare cu cauciuc și p.v.c. a cablurilor.

În figura 2 sînt reprezentate spectrele zgomotului într-o hală de bobinaj și țesătorie. Din diagramă rezultă că curba L_{max} depășește limitele admise de curba *Cz* 85 în gama de frecvențe 250 și 31 500 Hz, valoarea maximă a depășirii de 28 dB fiind măsurată la componenta de 4 000 Hz.

prevăzută cu fereastră de vizitare. Pentru a putea fi ridicate mai ușor, ușile sînt prevăzute cu contragreutăți.

Măsurătorile efectuate au arătat o scădere a nivelului de zgomot de la 105—106 dB la 81—82 dB la distanța de 50 cm de carcasa fonoizolantă, deci o atenuare de ordinul a 23 dB.

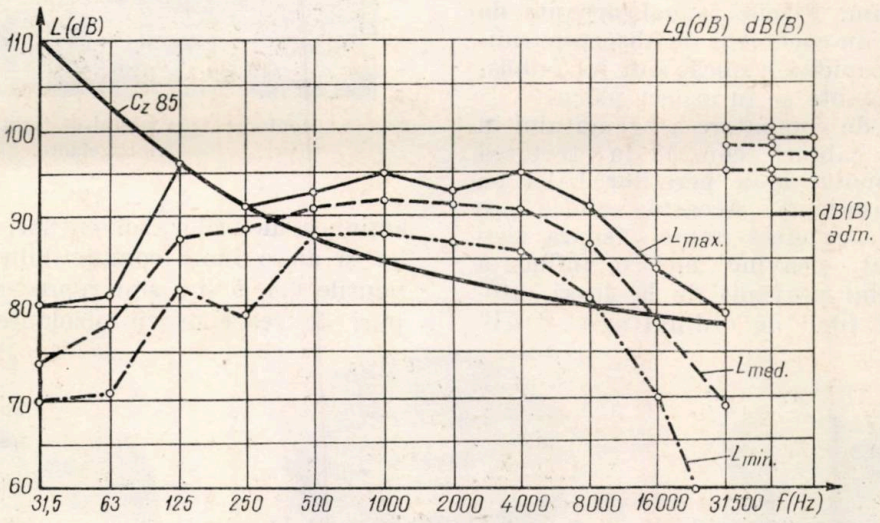


Fig. 2. Spectrele zgomotului într-o hală de bobinaj și țesătorie.

Soluțiile de combatere a zgomotului

Pentru combaterea zgomotului în halele de țesut cabluri se pot aplica următoarele soluții:

— tratarea fonoabsorbantă a carcaselor existente ale mașinilor de țesut;

— executarea unor carcase fonoizolante și fonoabsorbante;

— construirea unor ecrane fonoizolante în jurul mașinilor de țesut;

— tratarea fonoabsorbantă a pereților halei;

— montarea mașinilor pe elemente vibroizolatoare.

În prezent unele mașini de țesut cabluri sînt prevăzute cu carcase executate din tablă de oțel. Din cauză că nu sînt suficient de bine modelate pe mașină, iar suprafața lor nu este tratată acustic nu asigură o atenuare suficientă a nivelului de zgomot. Căptușirea acestor carcase cu pîslă bitumată cu grosimea de 6—8 mm va permite o atenuare a nivelului de zgomot pentru componentele situate între 5 000 și 16 000 Hz, cu 6—7 dB.

Pentru obținerea unor atenuări mai mari ale nivelului de zgomot este necesar să se treacă la utilizarea carcaselor fonoizolante și fonoabsorbante. Această soluție s-a aplicat la o fabrică de cabluri din Franța [1], unde în hala de țesătorie nivelul de zgomot înainte de carcasare se ridica la 108—110 dB.

Carcasele fonoizolante au pereți dubli, avînd în interior material fonoabsorbant. Așa cum se vede în figurile 3 și 4 carcasa este prevăzută cu mai multe uși de acces, fiecare ușă fiind

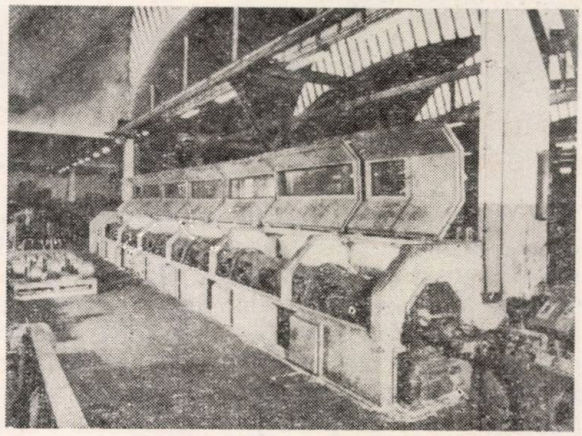


Fig. 3. Carcasă fonoizolantă pentru mașinile de țesut cabluri (cu ușile de acces deschise).

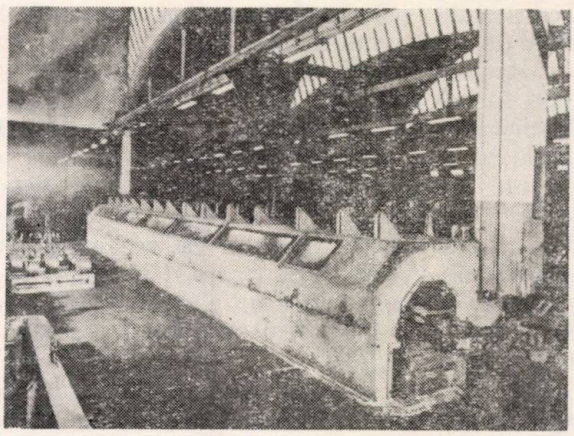


Fig. 4. Carcasă fonoizolantă cu ușile de acces închise.

În cazul în care mașinile respective nu permit montarea unor carcase fonoizolante se pot utiliza ecrane fonoizolante. Atenuarea realizată de aceste ecrane este funcție de grosimea materialului fonoizolant utilizat, precum și de înălțimea sa. Ca material fonoabsorbant se pot utiliza plăci tip FA/S, produse de fabrica „Matizol" din Berceni—Ploiești, avînd grosimi de 40 sau 60 mm. Plăcile fonoabsorbante de tip FA/S posedă un coeficient de absorbție ridicat, au o higroscopicitate mică, sînt incombustibile și termoizolante și au aspect plăcut.

O altă soluție de combatere a zgomotului în halele de țesut cabluri constă în tratarea acustică a tavanului și a pereților halei cu material fonoabsorbant. Această soluție are dezavantajul că are efect numai asupra zgomotului reflectat, neavînd nici o influență asupra zgomotului provenit de la sursă, atenuările realizate fiind de ordinul a 5—6 dB.

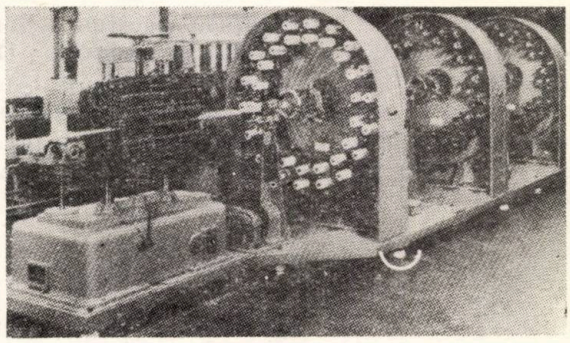
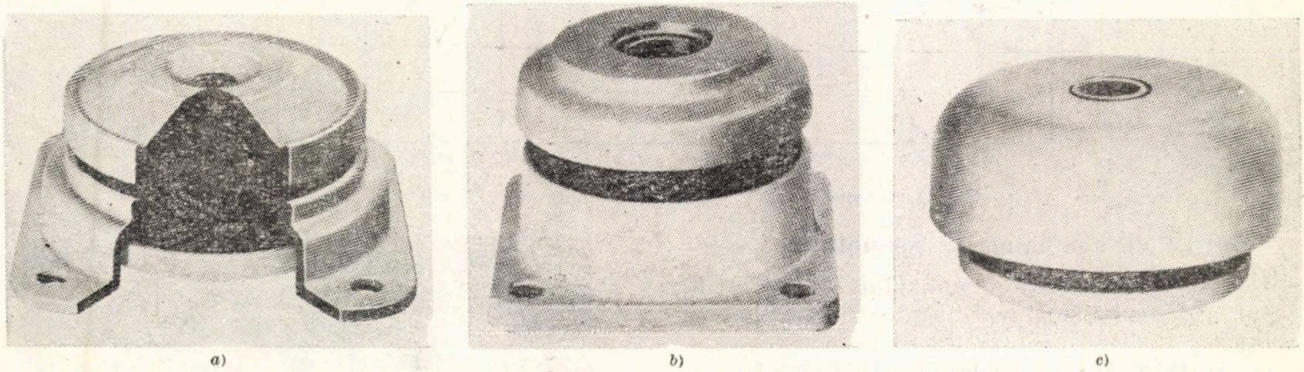


Fig. 5. Montarea unei mașini de țesut cabluri pe reazeme vibroizolante.

acțiunea uleiurilor, solvenților, acizilor și bazelor și au o bună conductibilitate termică. În figurile 6,*a*, *b* și *c* sînt reprezentate diferite tipuri de reazeme vibroizolante Vibrachoc.



a) *b*) *c*)

Fig. 6. Diferite tipuri de reazeme vibroizolante Vibrachoc.

În vederea împiedicării propagării la pardoseală a vibrațiilor mașinilor existente în halele de țesătorie se pot utiliza elemente vibroizolante. Montarea mașinilor direct pe reazeme vibroizolante fără fundație simplifică operația de reamplasare a mașinilor, în cazul unor modificări ale procesului tehnologic de fabricație. În acest scop se pot utiliza cu succes reazemele cu țesătură de sîrmă tip Vibrachoc—Franța, așa cum se vede din figura 5. Elementul principal al tuturor reazemelor Vibrachoc îl constituie perna elastică din țesătură de sîrmă de oțel crom-nichel, supusă unui tratament termic superficial, care apoi se presează într-o formă corespunzătoare tipului respectiv. Elasticitatea reazemului este determinată de diametrul sîrmei (care variază între 0,04 și 0,22 mm), de densitatea și de dimensiunile geometrice ale pernei, precum și de precomprimarea adoptată. Datorită faptului că reazemul este în întregime metalic, variațiile mari de temperatură nu influențează asupra comportării acestuia și nu apare pericolul îmbătrînirii elementului elastic.

Intervalul de temperatură în care funcționarea reazemelor este corespunzătoare, fiind situat între —90 și +200°C, sînt insensibile la

În concluzie din studiul cu privire la combaterea zgomotului în halele de țesut cabluri se pot trage următoarele concluzii:

— În halele de țesut cabluri există surse importante de zgomot, al căror nivel depășește limitele admise de curbele Cz 85, cu valoarea maximă de 28 dB.

— Acest nivel ridicat de zgomot are o acțiune nocivă asupra sănătății personalului de deservire.

— Pentru scăderea nivelului de zgomot se pot utiliza carcase și ecrane fonoizolante și fonoabsorbante, se pot insonoriza halele respective sau se pot utiliza reazeme vibroizolante.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Douăzecișitrei de decibeli cîștigați asupra nivelului sonor într-o fabrică de cabluri.* Travail et Sécurité, Franța, nr. 9, sept., 1969, p. 502—503.

[2] * * * Prospectele firmei Vibrachoc-Franța.

[3] Drăghici I. ș.a. *Suspensii și amortizoare.* București, Ed. tehnică, 1970.

[4] Teodorescu P. și Darabont A. *Progrese în combaterea zgomotului și vibrațiilor.* Sinteză documentară, I.C.D.T., 1970.

[5] Darabont A. *Mijloace moderne de combatere a zgomotului și vibrațiilor.* Sinteză documentară, I.C.D.T., 1971.

Pilly N., p. 1—8 CD 669.162.142

Considérations concernant la consommation de combustible pour la transformation du calcaire dans le haut fourneau

On propose une méthode de calcul de la consommation de combustible pour la transformation du calcaire dans le haut fourneau, dans les conditions de l'insoufflage du gaz méthane dans les tuyères. L'utilisation, dans ce but, de l'indicateur $X_r^{CO_2}$ montre que la consommation de combustible ne dépend pas uniquement de la qualité du fondant basique fournalisé, mais aussi de l'interaction avec les gaz ascendants, des autres matériaux compris dans la charge, de la mesure dans laquelle ceux-ci influencent les processus d'échange de masse et thermiques.

Pour satisfaire les demandes actuelles concernant la consommation de combustible dans le fourneau, ainsi que celles d'ordre technologique, on propose l'amélioration de la qualité des calcaires pour les fourneaux et pour l'agglomération et de compléter le standard respectif avec un sortiment de calcaire dolomitique et un sortiment de dolomite.

Urseanu A., p. 9—12 CD 622 785

Le réglage de la hauteur de la couche sur la machine d'agglomération en rapport avec la recette des combustibles

On présente les expérimentations effectuées dans des conditions pilote et industrielles, établissant la hauteur optima de la couche d'agglomérat, en rapport avec la variation des components du combustible ayant des propriétés différentes.

Il résulte que si l'on accroit la hauteur de la couche, en utilisant le même combustible, la consommation de coke diminue en même temps que la production spécifique.

Chelmu C. et *Landes V. S.*, p.13—17 CD 669.14.018.8

Recherches concernant l'elaboration des aciers inoxydables en utilisant dans la charge des déchets d'acier hautement allié

On spécifie que l'élaboration des aciers inoxydables, en utilisant les déchets d'acier hautement allié dans la charge, constitue un problème actuel.

L'article met en évidence le fait que l'usinage adéquat de ces déchets mène à la récupération des éléments d'alliage, et spécialement du chrome, en une proportion de minimum 90%.

On présente aussi les recherches expérimentales effectuées à l'ICEM et les éléments de technologie spécifiques à ce mode d'élaboration.

Gâdea Suzana et *Hubert Hilda*, p. 18—25 CD 669.14.018.44 - 194.55 :621.78

Considérations concernant le choix du régime de traitement thermomécanique dans le cas d'un acier réfractaire martensitique du type 12 Cr—Ni—Mo—V—Nb

On présente les critères théoriques qui doivent se trouver à la base du choix des paramètres optima de traitement thermomécanique dans le cas d'un acier martensitique réfractaire hautement allié ou allié d'une manière complexe, du type 12 Cr—Ni—Mo—V—Nb.

À la suite des recherches expérimentales propres aux auteurs, recherches qui reproduisent différents régimes de traitement thermomécanique à des températures élevées (TTMTR), on vérifie l'efficience de ce traitement du point de vue des caractéristiques mécaniques, après le trempage, ainsi qu' après le revient élevé (670°/3 h), et on explique, en rapport avec les modifications structurales constatées, toutes les anomalies dépendant des particularités spécifiques de la composition étudiée.

On tire des conclusions à caractère théorique et pratique concernant l'applicabilité et l'efficience des traitements expérimentés, et on indique les précautions requises par la nature complexe des phénomènes structurels, qui ont lieu dans cette sorte d'aciers hautement alliés, traités thermomécaniquement.

Vasiu Gh., p. 26—31 CD 621.771 :620.178.162

Méthode et appareil pour la détermination de la vitesse d'usure des guidages de laminoir

On présente le principe du fonctionnement de l'appareil électromagnétique proposé pour la détermination de la vitesse d'usure des guidages des laminoirs, en insistant sur la partie électrique, ainsi que les résultats obtenus dans le cas de l'utilisation de cet appareil pour la détermination de l'usure d'un nombre de 12 guidages.

L'appareil permet de mesurer directement le pourcentage de l'usure avec une erreur relative acceptable : $\varepsilon_n = 2{,}5$.

Ciobanu Alex., p. 32—35 CD 621.74.013.5 :681.32

L'emploi du calculateur Friden 5610 pour programmer et pour examiner la consommation des matériaux dans une fonderie

Dans cet article on présente sommairement les applications du calcul concernant le nécessaire en matériaux, les consommations-limite de matériaux et les dérogations par rapport aux consommations standard, réalisées à l'aide d'un calculateur Friden 5610, dans une fonderie.

La présentation de l'algorithme de calcul et des principes des schémas bloc de calcul, ainsi que celle des enregistrements logiques des fichiers afférents à l'ouvrage, donnent la possibilité d'accroître l'expérience accumulée dans cette direction.

Les principaux avantages de l'utilisation de cette méthode étant énoncés, on popularise ainsi encore un domaine dans lequel l'introduction du calculateur électronique donne les résultats escomptés.

Brânescu P., p. 36—40 CD 669.18 :338.011

Considérations concernant les indicateurs techniques et économiques comparatifs afférents à l'élaboration de l'acier dans les fours Martin, dans les convertisseurs et les fours électriques

Le choix du procédé optimum d'élaboration de l'acier pour usine quelqonque doit être fait en rapport avec les conditions concrètes existantes sur l'emplacement respectif, étant donné que celles-ci peuvent favoriser du point de vue technique et économique un certain procédé.

En analysant les principaux indicateurs techniques et économiques (l'investition spécifique intégrée, le prix de revient dégrévé et la somme totale des frais), on compare dans cet ouvrage, au niveau de l'économie nationale, les indicateurs conventionnels concernant : l'efficience économique de chaque procédé d'élaboration, le choix du procédé en rapport avec la balance des matières premières et le remplacement d'un procédé par un autre, dans le cadre d'une aciérie existante.

Пилли Н., p. 1—8 Дк 669.162.142

Соображения, касающиеся расхода топлива для усвоения известняка в доменной печи

Предложен метод расчёта расхода топлива для усвоения известняка в доменной мечеи в условиях вдувания метана через фурмы. Применение для этой цели показателя $X_Y^{CO_2}$ показывает, что расход топлива не зависит только от качества усвоенного основного флюса, а также от взаимодействия с восходящими газами остальных материалов шихты, от степени влияния последних на процессы массо- и теплообмена.

Для удовлетворения современных требований, касающихся расхода топлива в доменной печи, а также требований технологического характера, предложено повышать качество доменных и агломерационных известняков и ввести в стандарт дополнительно один сорт доломитового известняка и один сорт доломита.

Урсяну А., p. 9—12 Дк .622.785

Регулирование высоты слоя агломерационной машины в зависимости от состава топлив.

Показаны испытания в экспериментальных и промышленных условиях. Устанавливается оптимальная высота агломерата в зависимости от изменения топливных составляющих с разными свойствами.

Было найдено, что при увеличении высоты слоя и при неизменном топливе, снижается расход кокса одновременно с удельной производительностью.

Келму К. и *Ландес В.С.*, p. 13—17 Дк 669.14.0188.

Исследования, касающиеся выплавки нержавеющих сталей с использованием в шихте отходов высоколегированной стали.

Показано, что выплавка нержавеющих сталей с использованием в шихте отходов высоколегированных сталей, является актуальным вопросом.

В статье подчёркивается, что соответствующая обработка таких отходов приводит к возврату не менее 90 % легирующих элементов, в особенности хрома.

Приведены также экспериментальные исследования, проведенные в ИЧЕМ и технологические элементы, специфичные указанному способу выплавки.

Гыдя Сузана и
Губерт Гильда, p. 18—25 Дк 669.14.018.44—194.55:621.78

Соображения, касающиеся выбора режима термомеханической обработки для мартенситной огнеупорной стали, типа 12 Cr—Ni—Mo—V—Nb

Показаны теоретические критерии, которые должны находиться в основе выбора оптимальных параметров термомеханической обработки для огнеупорной мартенситной высоко и комплекснолегированной стали типа 12 Cr—Ni—Mo—V—Nb.

При собственных экспериментальных исследованиях, воспроизводящих различные режимы термомеханической обработки при повышенных температурах, проверяется эффективность обработки с точки зрения механических характеристик как после закалки так и после высокого отпуска (670°/3 часа) и объясняются в зависимости от найденных структурных изменений все аномалии, связанные с особенностями, специфическими для изучаемого состава.

Делаются выводы теоретического и практического характера относительно применимости и эффективности испытуемых обработок и указываются меры предосторожности в связи с комплексной природой структурных явлений, происходящих в таких высоколегированных сталях, подверженных термомеханической обработке.

Васиу Г., p. 26—31 Дк 621.771:620.178.162

Метод и аппарат для определения скорости износа направляющих проводок прокатных станов.

Показан принцип работы электромагнитного аппарата, предлагаемого для определения скорости износа направляющих проводок прокатных станов. Особое внимание отдаётся электрической части. Даются результаты полученные при использовании аппарата при определении износа 12 проводок.

Аппарат даёт возможность непосредственного измерения процента износа с приемлемой относительной ошибкой $\varepsilon_n = 2{,}5$.

Чобану Ал., p. 32—35 Дк 621.74.013.5:681.3

Применение ЭВМ-Фриден 5610 для программирования и наблюдения над расходами материалов в литейном цехе.

В статье кратко показаны применения расчёта потребности материала, предельных расходов материалов и отклонений от стандартных расходов, получаемых при помощи ЭВМ — фриден 5610 в литейном цехе.

Изложение алгоритма для вычисления, принципов вычислительных блочных схем, а также логических записей на соответствующих картах, даёт возможность расширения опыта, накопленного в этом направлении.

Показаны основные преимущества применения метода и дополнительно область, в которой введение ЭВМ даёт ожидаемые результаты.

Брэнеску П., p. 36—40 Дк 669.18:338.011

Соображения, касающиеся сравнительных технико-экономических показателей для выплавки стали в мартеновских печах, кислородных конвертерах и электропечах.

Выбор оптимального способа выплавки стали для определенного завода, должен производиться в зависимости от конкретных условий на соответствующей установке, так как последние могут способствовать с технической и экономической точки зрения выбору определенного способа.

Рассматривая основные технико-экономические показатели (интегрированные удельные капиталовложения, себестоимость и сумма общих расходов) в работе производится сравнение,по народному хозяйству, показателей, касающихся: экономической эффективности каждого способа выплавки, выбора способа в зависимости от сырьевого баланса и замены одного процесса другим в существующием сталеплавил 6 ном заводе.

Pilly N., p. 1–8 DK 669.162.142

Betrachtungen betreffs Brennstoffverbrauch für Hochofenkalkerzeugung

Es wird eine Rechnungsmethode für den Brennstoffverbrauch in Hochofenkalkerzeugung bei Methaneinblasen in den Winddüsen vorgeschlagen. Benützung für diesen Zweck der $X_r^{CO_2}$–Kennziffer zeigte dass der Brennstoffverbrauch nicht nur von der Qualität des Zuschlags abhängig ist, aber auch von der Wechselwirkung zwischen den steigenden Gasen und den anderen Beschickungsmaterialien und von dem Ausmass in welchem die letzteren die massenartigen und thermischen Wechselvorgänge beeinflussen.

Um die gegenwärtigen Anforderungen betreffs Brennstoffverbrauch im Hochofen als auch die technologischen Anforderungen zu treffen, wird eine Verbesserung der Kalkqualität für Hochofen und Agglomerierung vorgeschlagen, und auch eine Ergänzung des vorhandenen Standards mit einer dolomitischen Kalksorte und einer Dolomitsorte.

Urseanu A., p. 9–12 DK 622.785

Regelung der Höhe der Agglomerierschicht in Abhängigkeit von dem Brennstoffrezept

Es werden die ausgeführten Untersuchungen, unter Pilot- — und Industriebedingungen, vorgelegt und die Optimalhöhe der Agglomerierschicht in Abhängigkeit von der Änderung der Brennstoffkomponenten mit verschiedenartigen Eigenschaften wird festgestellt.

Die Ergebnisse zeigten dass eine Erhöhung der Schicht für denselben Brennstoff zu einer Verminderung des Koksverbrauches und gleichzeitig zu einer Verminderung der spezifischen Produktion führt.

Chelmu C. und *Landes V.S.*, p. 13–17 DK 669.14.018.8

Erforschungen über Rostfreistahlerzeugung mit Benützung von Hochlegierstahlschrott

Es wird hervorgehoben dass die Erzeugung von Rostfreistahl mit Benützung in der Beschickung von Hochlegierstahlschrott eine wichtige Frage darstellt.

Das Artikel zeigt dass eine entsprechende Verarbeitung dieses Schrottes zu einer hohen Rückgewinnung der Legierungselemente (mindestens 90%) und besonders des Chromes führt.

Es werden gleichfalls die im Metallurgischen Forschungsinstitut — ICEM durchgeführten Experimentaluntersuchungen und die spezifischen technologischen Elemente dieses Erzeugungsverfahrens vorgelegt.

Gâdea Suzana und *Hubert Hilda*, DK 669.14.018.44–194.55:621.78 p. 18–25

Berücksichtigungen betreffs Wahl der thermomechanischen Behandlungsweise eines martensitischen feuerfesten 12 Cr–Ni–Mo–V–Nb Stahles

Es werden die theoretischen Kriterien, die die Wahl der optimalen Parameter der thermomechanischen Behandlung im Fall eines martensitischen feuerfesten hoch- und komplexlegierten 12 Cr–Ni–Mo–V–Nb Stahles begründen müssen, vorgelegt.

Mittels originellen Experimentalerforschungen, die verschiedene thermomechanische Hochtemperaturbehandlungsarten wiedergeben, wird die Wirksamkeit dieser Behandlungen was die mechanischen Kennziffern obwohl nach Abschrecken als auch nach Hochanlassen (3 Stunden bei 670°C) betrifft geprüft. Alle von den spezifischen Eigentümlichkeiten der untersuchten Zusammensetzung verursachten Anomalien werden in Beziehung zu den beobachteten Strukturänderungen erklärt.

Es werden theoretische und praktische Schlussfolgerungen betreffs Anwendbarkeit und Wirksamkeit der Experimentalbehandlungen gezogen und die von der komplexen Art der Strukturphänomenen die in solchen hochlegierten thermomechanisch behandelten Stählen stattfinden verlangten Vorsichten werden angezeigt.

Vasiu Gh., p. 26–31 DK 621.771.620,178.162

Verfahren und Gerät für Bestimmung der Verschleissgeschwindigkeit von Walzwerkführungen

Es wird sowohl das Arbeitsprinzip des vorgeschlagenen elektromagnetischen Geräts für Bestimmung der Verschleissgeschwindigkeit von Walzwerkführungen — mit Betonung des elektrischen Teiles, als auch die erhaltenen Ergebnisse bei Benützung des Geräts für Verschleissbestimmung einer Anzahl von 12 Führungen, vorgelegt.

Das Gerät ermöglicht unmittelbare Messung des Verschleissgrades mit einem genügenden ($\varepsilon_n = 2{,}5$) relativen Fehler.

Ciobanu Alex., p. 32–35 DK 621.74.013.5:681.32

Benützung des Frieden 5610-Computers für Programmierung und Regelung des Materialienverbrauches in einer Giesserei

Es wird, zusammenfassend, die Berechnung auf einem Frieden 5610-Computer der erforderlichen Materialien, der Grenzwerte des Materialienverbrauches und der Abweichungen von dem Standardverbrauch für eine Giesserei vorgelegt.

Die dargelegten Daten, bzw. Berechnungsalgorithmus, Grundlagen der Blockschemen, logische Registrierungen der Arbeitskartei, ermöglichen eine Erweiterung der in dieser Richtung angehäuften Erfahrung.

Durch Erörterung der Hauptvorteile der Benützung dieser Methode wird noch ein Gebiet in dem der Computer zu erwarteten Ergebnissen führt bekanntgemacht.

Brănescu P., p. 36–40 DK 669.18:338.011

Betrachtungen über die technisch-wirtschaftlichen Vergleichskennziffern betreffs Stahlerzeugung in Siemens-Martin Öfen, Sauerstoffkonvertern und elektrischen Öfen

Das optimale Stahlerzeugungsverfahren für ein gewisses Werk muss in Abhängigkeit von den konkreten Bedingungen des betreffenden Ortes gewählt werden, da diese Bedingungen ein gewisses Verfahren technisch und wirtschaftlich bevorzügen können.

Durch Untersuchung der technisch-wirtschaftlichen Hauptwerte (integrierte spezifische Investition, entschwerter Kostpreis und Gesamtkosten) werden die konventionellen Kennziffern, betreffs wirtschaftliche Effizienz jedes Erzeugungsverfahrens, Wahl des Verfahrens in Abhängigkeit von dem Rohstoffbilanz und Ersetzung eines Verfahrens durch ein anderes im Rahmen eines vorhandenen Stahlwerkes, auf Nationalwirtschaftsstufe verglichen.

Pilly N., p. 1—8 DC 669,162. 142

Considerations regarding fuel consumption in blast-furnace limestone making

The paper offers a method for computing the fuel consumption required for blast-furnace limestone making under methane blast into tuyères. The use of the $X_r^{CO_2}$—index emphasizes that fuel consumption depends not only upon quality of basic flux, but also upon the interaction with ascending gases of the others materials contained in the charge, and upon the extent to which these materials influence the aggregate and thermal exchange processes.

In view to meet both actual requirements as regards fuel consumption in blast-furnaces and technological ones, the author suggests an improvement of limestone quality for blast-furnaces and agglomeration, as well as a supplementation of the existing standards with a dolomitic limestone brand and a dolomite brand.

Urseanu A., p. 9—12 DC 622.785

Adjustment of the layer height on the agglomeration machine in accordance with fuel receipt

The paper presents performed investigations under pilot and industrial conditions in view to establish the optimal height of the agglomerate layer in accordance with changes in fuel components having dissimilar properties.

Results emphasize that by increasing the layer for a same combustible, specific coke consumption descreases simultaneously with specific output.

Chelmu C. and *Landes V.S.*, p. I3—17 DC 669.14.018.8

Investigations regarding stainless-steel making using high-alloy steel scrap in the charge

The paper demonstrates the actuality of stainless-steel making using high-alloy steel scrap in the charge.

It is emphasized that an adequate processing of this scrap leads to at least 90% recovery of alloy elements and especially of chromium.

Experimental investigations performed at the Metallurgical Research Institute — ICEM and technological elements specific to this processing method are presented as well.

Gâdea Suzana and *Hubert Hilda*, p. 18—25 DC 669.14.018.44—194.55 :621.78

Considerations regarding choice of thermomechanical treatment conditions in the case of a 12 Cr—Ni—Mo—V—Nb heat-resisting martensitic steel

The paper presents theoretical criteria which must substantiate the choice of optimal parametra for thermomechanical treatment in the case of a high- and complex-alloy 12 Cr—Ni—Mo—V—Nb heat-resisting martensitic steel.

By means of original investigations which follow various thermomechanical treatment conditions at high temperatures, the efficiency of every treatment is checked as regards mechanical characteristics, both after quenching and after high tempering (3 hours at 670°C). All anomalies due to the specific peculiarities of the investigated alloy are explained related to the observed changes in texture.

Theoretical and practical conclusions are drawn regarding the practicability and efficiency of investigated treatments, precautions imposed by the complex nature of structural phenomena taking place in such high-alloy, thermomechanically treated steels being emphasized.

Vasiu Gh., p. 26—31 DC 621.771 :620.178.162

Method and device for determining wear speed of rolling-mill guides

The working principle of the electromagnetic device proposed as a means for determining the wear speed of rolling-mill guides is presented, with emphasis upon the electrical part, as well as results obtained by using the device for termining the wear of 12 guides.

The equipment allows to measure directly the wear degree, with an acceptable relative error: $\varepsilon_n = 2.5$.

Ciobanu Alex., p. 32—35 DC 621.74.013.5 :681.32

Use of Frieden 5610 computer in programming and control of material consumptions in a foundry

The paper presents, briefly, results obtained in computing material requirements, limit consumptions and deviations from standard consumptions for foundry materials on a Frieden 5610 computer.

Computation algorithm, principles underlying block-schemas, as well as logical registrations of files pertaining to the investigation which are presented, allow to widen the accumulated knowledge in this field.

Statement of the main advantages offered by the method brings to public knowledge another field in which the computer leads to expected results.

Brănescu P., p. 36—40 DC 669.18 :338.011

Considerations about comparative technical and economic indices regarding open-hearth, oxygen converter and electric steel-making

The choice of optimal proceedings for steel-making in a certain plant has to be achieved in accordance with actual conditions existing in the given place, since these may favour — technically and economically — a certain proceeding.

Analyzing the main technical and economic parametra (integrated specific investment, discounted cost price, and aggregate costs), the paper compares at the level of national economy conventional indices regarding economic efficiency of every steel-making proceeding, choice of proceedings in accordance with raw stuff balance and substitution of one proceeding by another in the frame of a given steel plant.

Bliuc M. et *Olaru I.*, p. 41—45 CD 621.774.2

Considérations concernant l'introduction des nouvelles technologies dans la fabrication des tubes soudés, dans le cadre de l'action menée en vue d'économiser le métal, à l'Entreprise métallurgique — Jassy

On présente les avantages du procédé de soudure à l'aide des courants de haute fréquence, en comparaison avec le procédé de soudure par résistance, pour la fabrication des tubes soudés dans le sens longitudinal ; on présente les résultats techniques et économiques obtenus par l'application de ce procédé, à l'une des lignes de tubes de l'Entreprise métallurgique — Jassy.

Gulianca N., p. 46—49 CD 669.18.046.55 :666.763

Essais concernant la modification du système classique de la maçonnerie du récipient de l'installation pour le traitement de l'acier sous vide, du type R.H.

Un des procédés utilisés à échelle mondiale, donnant de bons résultats en ce qui concerne l'élimination de l'hydrogène contenu dans l'acier, est le procédé R.H. c'est-à-dire le procédé de récyclage de l'acier. Ce récyclage a lieu dans une enceinte recouverte à l'intérieur d'un matériel réfractaire et chauffée à 1 100—1 200°C, qui a une durabilité limitée, conduisant, dans notre situation, à un nombre d'environ 20 traitements au cours d'une campagne. Ce fait a créé certains problèmes pendant l'exploitation et ainsi est née l'idée d'accroître la durabilité des matériaux réfractaires utilisés, pour faire accroître en même temps le nombre de traitements possibles à effectuer au cours d'une campagne (c'est-à-dire entre deux réparations de la maçonnerie réfractaire).

Cruceru C., p. 50—51 CD 669.2/8 :621—427,4 :577,72

Procédés technologiques appliqués pour rationnaliser les consommations de métaux non-ferreux dans l'industrie des câbles électriques

On présente les procédés technologiques appliqués pour rationnaliser les consommations de métaux dans l'industrie des câbles électriques. On montre les effets économiques que l'on obtient par l'application de ces procédés.

Блюк М. и *Олару И.*, p. 41—45 Д.К. 621.774.2

Соображения, касающиеся введения новых технологий производства сварных труб в рамках кампании экономии металла на металлургическом предприятии в Яссах

Представляются преимущества метода сварки током высокой частоты в сравнении с методом сварки прочностью в производстве продольно сварных труб, показывая технические и экономические результаты, достигнутые в применении этого способа на одной линии производства труб на Металлургическом предприятии в Яссах.

Гульянка Н., p. 46—49 Д.К. 669.18.046.55 :666.763

Испытания, касающиеся изменения классической системы кладки приёмника установки для вакуумной обработки стали, типа R.H.

Одним из способов, применяемых в мировой технике с хорошими результатами для удаления водорода из стали, является способ R.H. или процесс с рециркуляцией стали. Такая рециркуляция происходит в пространстве, футерованном огнеупорным материалом, около 1100—1200°C, имеющим ограниченную стойкость, которая в наших условиях составляет примерно 20 обработок за кампанию. Это положение вызвало определенные вопросы в эксплуатации и привело к идее повышения стойкости используемых огнеупоров так, чтобы повысить число возможных обработок на протяжении кампании (т.е. между двумя ремонтами огнеупорной футеровки).

Кручеру К., p. 50—51 Д.К. 669.2/.8 :621—427.4 :677.72

Технологические способы, применяемые для рационализизации расходов цветных металлов в производстве электрокабелей.

В статье показаны технологические способы, применяемые для рационализации расходов металлов в электрокабельной промышленности. Приведены экономические эффекты, достигаемые при применении указанных способов.

Bliuc M. und *Olaru I.*, p. 41—45 DK 621.774.2

Betrachtungen betreffs Einführung neuer Technologien für Schweissrohrerzeugung, im Rahmen der Metallersparnisaktion des Metallurgischen Werkes Iaşi

Es werden die Vorteile der Hochfrequenzstrom schweissung im Vergleich zu der Widerstandschweissung bei Erzeugung von Nahtröhren vorgelegt. Die erhaltenen technischen und wirtschaftlichen Ergebnisse bei Benützung dieses Verfahrens auf einer Rohrstrasse des Metallurgischen Werkes-Iaşi werden angezeigt.

Gulianca N., p. 46—49 DK 669.18.046.55 :666.763

Versuche zweeks Änderung des klassischen Ausmauerungssystems für das Gefäss der R. H. — Anlage für Vakuumbehandlung von Stahl

Unter den Verfahren die auf Weltstufe erfolgreich für Wasserstoffentfernung aus Stahl benützt werden, zählt sich auch das R.H.-Verfahren mit Stahlrezirkulation. Die Rezirkulation geschieht in einem mit Feuerfeststoff ausgemauerten Gefäss, auf etwa 1 100—1 200°C erwärmt, das eine beschränkte Lebensdauer hat (in unserer Lage, ungefähr 20 Behandlungen pro Reise). Dieser Zustand hat gewisse Betriebsfragen aufgehoben und so entstand die Idee die Lebensdauer der benutzten Fuerfeststoffe zu erhöhen, was gleichzeitig zu einer Steigerung der Anzahl von erzeugbaren Behandlungen in einer Reise führt (zwischen zwei aufeinanderfolgenden Ausmauerungsreparaturen).

Cruceru C., p. 50—51 DK 669.2/8 :621—427.1 :677.72

Technologische Verfahren für Rationalisierung der Nichteisenmetallverbräuche in der Stromkabelindustrie

Das Artikel legt die für Rationalisierung der Metallverbräuche verwendeten technologischen Verfahren in der Stromkabelindustrie vor. Die erhaltenen wirtschaftlichen Wirkungen der Anwendung dieser Verfahren werden hervorgehoben.

Bliuc M. and *Olaru I.*, p. 41—45 DC 621.774.2

Considerations regarding introduction of new technologies for seam-tube manufacturing in the frame of the metal-saving action undertaken in Metallurgical Works — Iași

The paper presents advantages of HF-welding as compared to resistance-welding in manufacturing seam-tubes. Technical and economic results obtained by using this proceeding at a tube-line in Metallurgical Works — Iași are shown.

Gulianca N., p. 46—49 DC 669.18.046.55 :666.763

Tests regarding modification of standard lining system for the container of the R.H.-equipment for vacuum steel-treatment

Among the proceedings used with success on world-wide scale for removing hydrogen contained in steel may be also mentioned the R.H.-proceeding, based on hydrogen recirculation. This recirculation takes place in a container lined with refractory material and heated up to about 1,000 — 1,200 °C, which has a limited life (in our situation leading to a number of about 20 treatments for a container life). This matter has generated certain operating problems and thus arose the idea to increase life of used refractories, so as to increase the number of treatments which can be performed during a container life (i. e. between two consecutive mendings of the refractory lining).

Cruceru P., p. 50—51 DC 669.2/8 :621—427.4 :677.72

Technological proceedings for rationalization of non-ferrous metal consumption in the cable industry

The paper presents technological proceedings used in view to rationalize non-ferrous metal consumption in the cable industry. Economic results obtained by these proceedings are emphasized.

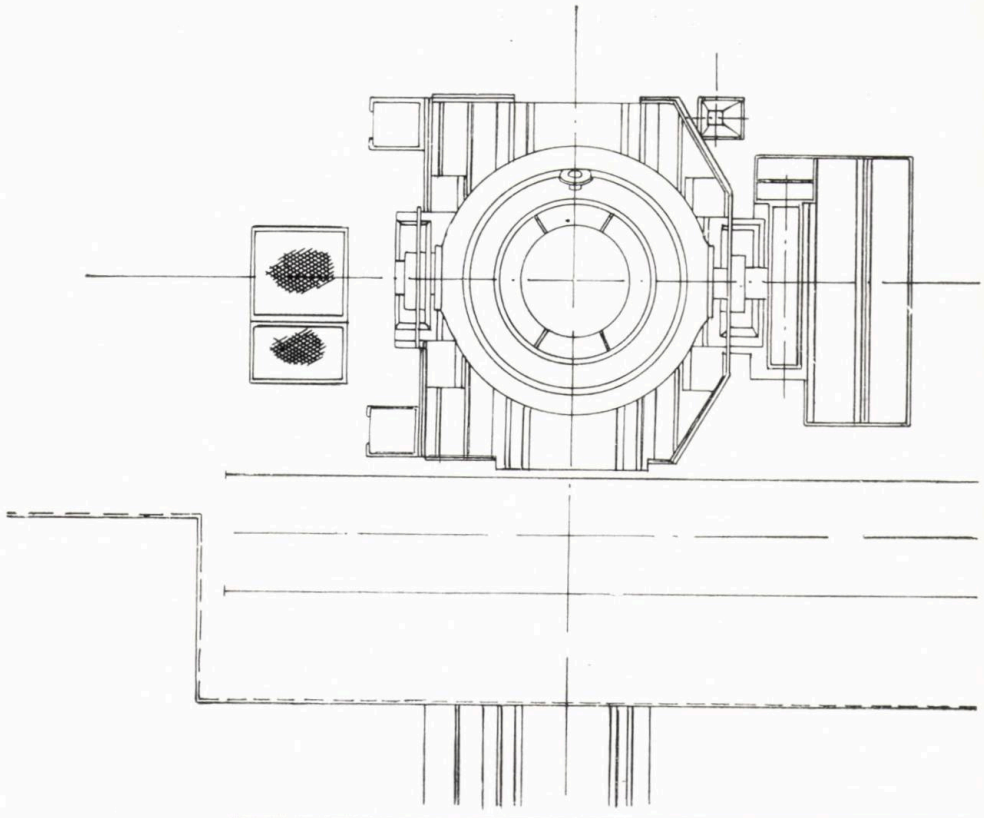
Prompt
Economic and
Efficient
Presentation of your products
in the Romanian market
by advertising in the technical press
widely spread among the specialists,
the Foreign Trade Companies
and the Romanian end-users

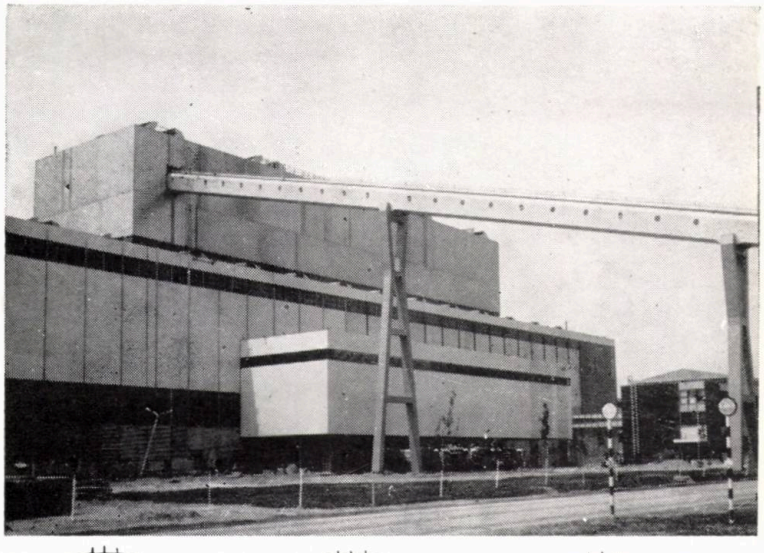
through
PUBLICOM
the Romanian International Advertising Agency
We keep at your disposal at any time
advertising space in this review

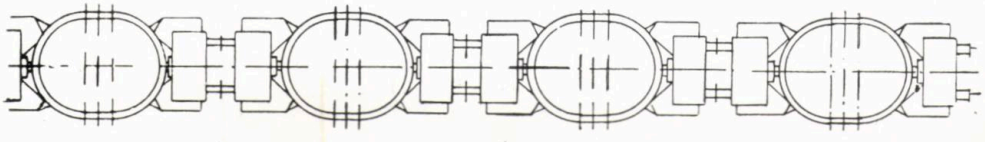
For
further details regarding all the advertising
possibilities in Romania, please apply directly to

PUBLICOM
Romanian International Advertising Agency
22, Bd. Bălcescu, Bucharest-Romania
telex: 374 telefon: 13.98.83

IPROMET







TITUTUL DE PROIECTARE
HNOLOGICĂ DE UZINE ȘI
TALAȚII METALURGICE

rești 45, str, 13 Decembrie 20, tel. 13.37.58

PROVIDES DESIGNING FOR

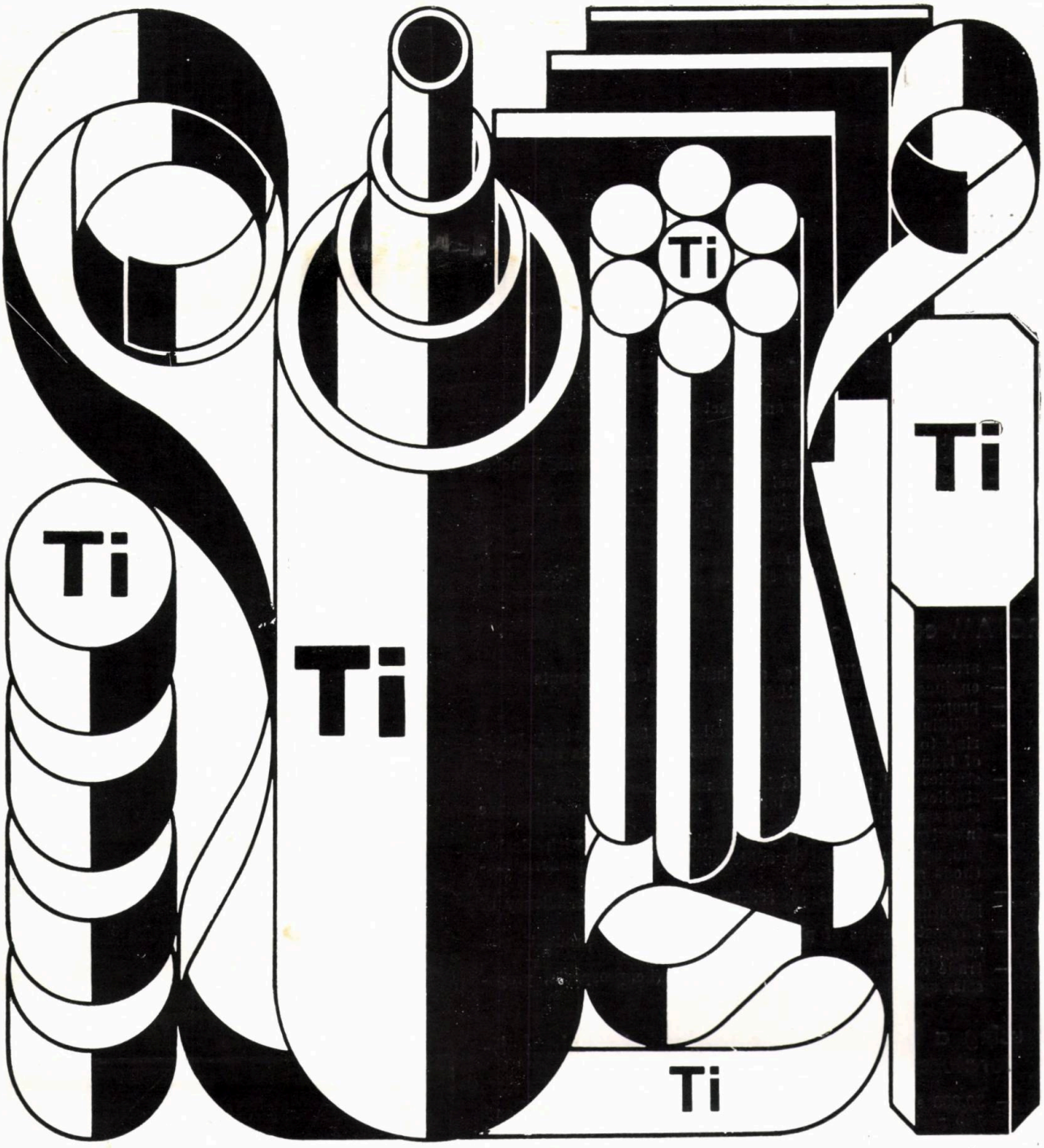
INTEGRATED IRON AND STEEL WORKS ● IRON ORES SINTERING PLANTS ● COKE-OVEN PLANTS ● BLAST-FURNACES ● STEEL MILLS ● REFRACTORIES PLANTS ● FOUNDRIES FOR HEAVY CASTINGS ● ENERGY SERVICES IN IRON AND STEEL WORKS (BLOWERS, COMPRESSED AIR AND OXYGEN STATIONS, ELECTRICAL AND HYDROTECHNICAL SYSTEMS, A.S.O.) ● IRON AND STEEL WORKS EQUIPMENT

DESIGNING WORK - ENGINEERING - TECHNICAL ASSISTANCE

- Țevi sudate profilate (pătrate, dreptunghiulare, ovale, eliptice)
- Profile formate la rece pentru uz general
- Profile formate la rece pentru tîmplărie metalică
- Profile speciale pentru utilizări diverse

Produce și livrează

ÎNTREPRINDEREA METALURGICA IAȘI
Șos. Țuțora nr. 132
Tel. 30322; 30371; 30720
Telex 022268 UZIMET



Exportator .

V/K "TECHSNABEXPORT"
Moscova G- 2-. U.R.S.S
Telefon 244- 32 85
244- 77 - 27
Telex 7239

V/K „TECHSNABEXPORT"

exportă un larg sortiment de produse de titan :

tuburi, fire, table, benzi, folii subțiri, bare, brame, lingouri

și alte articole din titan.

Techsnabexport

PUBLICOM

IPROLAM

ENGINEERING AND DESIGN FOR ROLLING MILLS

Activities

- Design
- Engineering
- Consulting

For ferrous and non-ferrous metallurgy

- merchant mills, strip and sheet mills
- seamless tube mills
- bent section lines
- wire drawing machines and tube and bar drawing benches
- ropes, nails, chains, weld electrodes shops
- extrusion prosses and installations
- tube zinc-coating and pickling shops
- industrial furnaces
- industrial buildings and installations
- rolling mill layouts or shop layouts

IPROLAM carries out

- arrangement allternates and industrial area layouts
- engineering balance studies
- proposal tabulation approaches
- building detail drawings, as well as detail drawings referring to equipment, utility plants, typical units and ways' of transportation
- studies and projects to layout mill transportation
- studies and projects for the rolling mill maintenance shops and laboratories
- investment planning documentation starting with design and up to specification achievement through modern methods and computers
- basic developments to reinforce economical efficiency of investments
- forecast studies of plant development and product mix configuration
- trade documents for export purpose (i.e. prospects, proposals, specifications etc.)

by using a broad and up-to-date technical literature

- 30.000 studies and projects, over 10.000 prospects and 150 periodical trade proprietory issues both domestic and foreign, local and international norms and standards

publishing and printing of documents

- by using quite modern technical means to meet users' whims

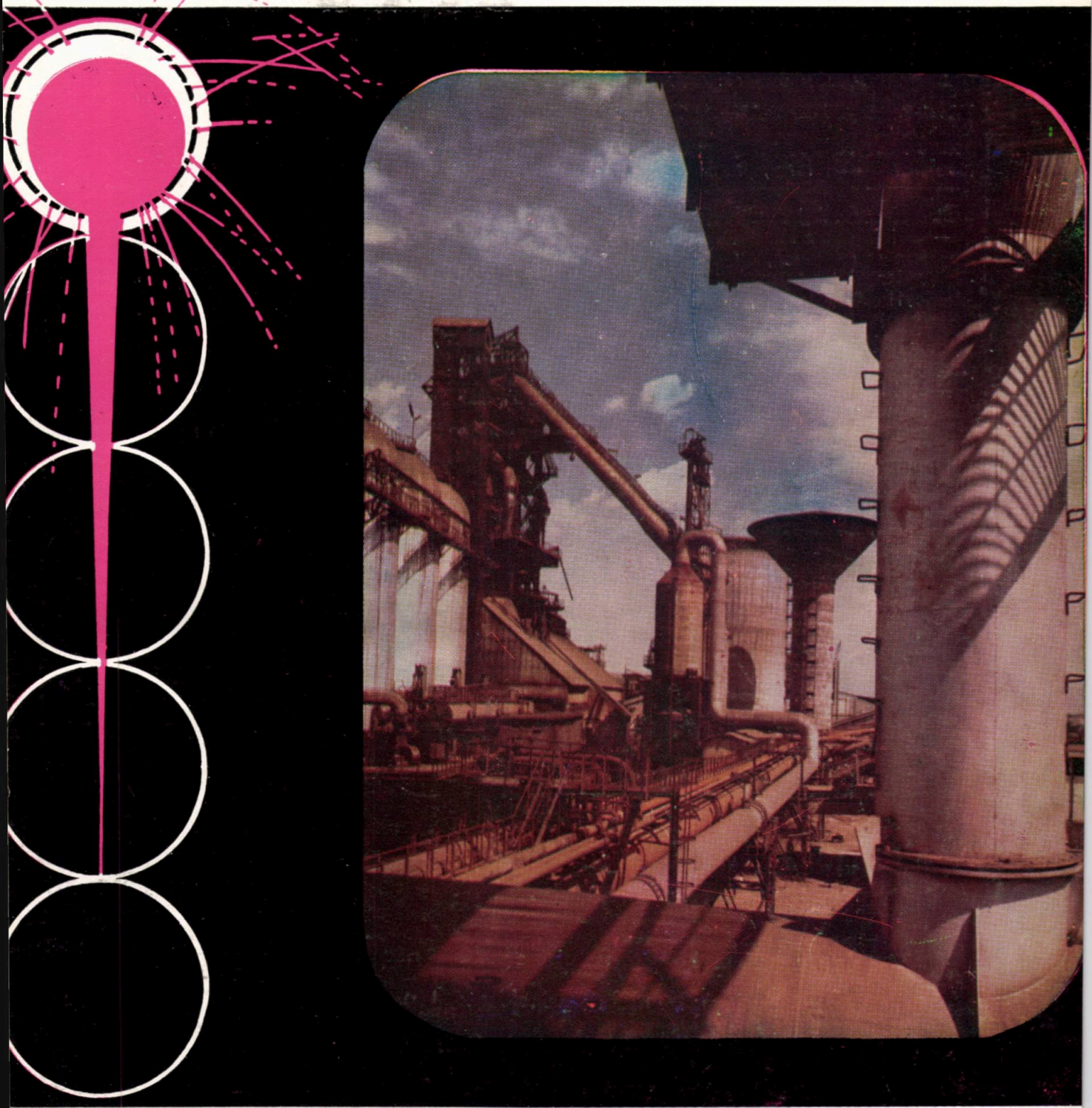
București—Romania
Str. Negustori nr. 23—25
Tel. 16.70.10 ● Telex 011.375

CSH

vă oferă:

profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate aliate şi slab aliate:

● rotunde cu diametrul de 10—180 mm ● cornier de 20×20—150×150 mm ● I 18—I 24 ● U 6,5—U 24 ● late de 20×5—200×20 mm ● benzi laminate la cald de 200×2—500×5 mm ● ţagle, blumuri pentru forje, de 70×70—400×400 mm ● oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald ● profile speciale pentru armături de mină pentru talpa şenilei de tractor etc.



COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel: 1075-1077-1450-2533-2934

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.55,

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi construcţii de maşini:
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  - ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1 020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

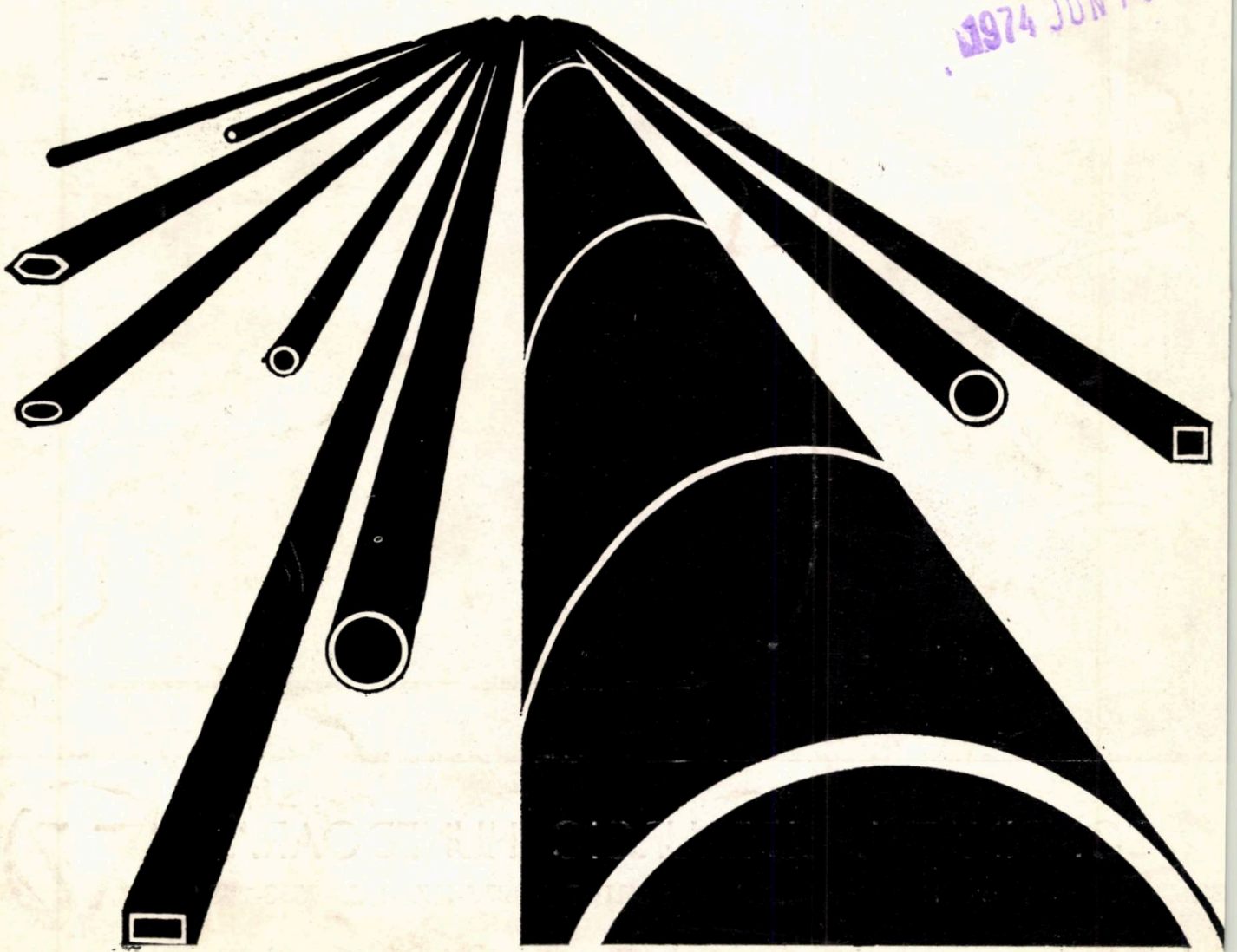
EXPORTĂ:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede

1974 JUN 19



E 3280

R

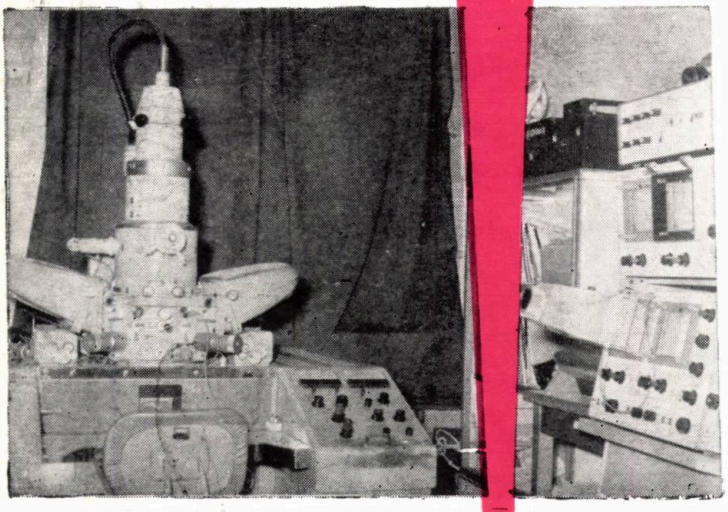
REFERALVA

METALURGIA

2

METALURGIA ● BUCUREŞTI ● ANUL XXVI ● NR. 2 ● FEBRUARIE 1974

INSTITUTE FOR METALLURGICAL RESEARCH



The Institute concludes agreements for scientific research into the following fields: iron and steel elaboration, casting, plastic deformation and thermic processing, steel rational use, non-ferrous metal alloys corrosion, powder metallurgy, coke, semi-coke, refractories, metallurgical thermo- technics, mathematical and economical investigation for metallurgy, etc.:

- optical and electronical metallografic works;
- research using electronic microanalyser;
- processing works in electric furnace and salt bath;
- forging and rolling for various products;
- physical and mechanical testing;
- chemical analysis;
- metal gaz analysis (oxygen, hydrogen and nitrogen);
- various expert appraisements.

The Institute can also deliver different products resulting from pilot plant: steels, non-ferrous alloys, metallic powders, etc.

ICEM

Str. Mehadia nr. 39 București 17 Telephone 49.33.80 Telex 369 RUM

METALURGIA

Anul 26 Nr. 2 Februarie 1974

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Buzilă S. : **Influenţa conţinutului de aşchii din încărcătura furnalului şi a condiţiilor de turnare asupra calităţii fontelor brute de turnătorie şi a pieselor turnate.** 69

Costescu M., Sălcudean Martha, Ardeleanu Veronica şi Schuster M. : **Cu privire la striparea lingourilor din oţel calmat în stare incomplet solidificată** . 73

Gâdea Suzana şi Hubert Hilda : **Îmbunătăţirea proprietăţilor de rezistenţă la fluaj prin aplicarea tratamentului termomecanic (TTMTR) unui oţel cu 12% Cr complex aliat.** 77

Drăgan Ov., Ciovică D. şi Novac Şt. : **Cercetări privind tragerea la rece a ţevilor pe dop activat ultrasonic.** 84

Cuida O. : **Cercetări privind modificarea grosimii pereţilor ţevilor în cursul tragerii fără dorn (la gol).** 87

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta şi Ganovici Lucia: **Obţinerea uraniului metalic în stare lichidă prin electroliza UO_2 dizolvat într-un amestec de fluoruri topite** 90

Guţu M. şi Dîrlogea S. : **Studiul şi calculul deformării elastice a cajelor de laminare a benzilor** 94

Ştefănescu D. M. : **Cercetări privind turnarea pieselor cu pereţi subţiri din fontă cu grafit nodular în amestecuri crude (I)** 99

... privind stabilirea ...ilor

COMITETUL DE REDACȚIE

A. Antonescu, C. Avram, Șt. Cardalef, V. Chiriță, D. Cosma, Vl. David, A. Dijmărescu, Ctin. Dragomir, I. Drăgan, Tr. Dumitrescu, Suzana Gâdea, V. Grosu, Vl. Holban, A. Ieremia, B. Koncz, P. Marcu, I. Moldovan, N. Murguleț, Fl. Oprea, Ig. Pavoni, T. Segărceanu, L. Sofroni, Cl. Ștefănescu, I. Tripșa, V. Vulcu

Redactor responsabil: L. Sofroni

Șef rubrică: Georgeta Comșa

Tehnoredactor: Lydya Popescu

CONTENTS

DC 669.162.262.4 :261.74

Buzilă S. : **Influence of the amount of iron borings in the blast-furnace charge and of casting conditions upon quality of pig iron and of iron castings.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 69–72

DC 669.141.241.2–412

Costescu M., Sălcudean Martha, Ardeleanu Veronica and *Schuster M.* : **Regarding killed-steel ingot stripping in incomplete solidificated state.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 73–76

DC 621.78 :539.434

Gâdea Suzana and *Hubert Hilda* : **Improvement of creep-resistance properties by applying the thermo-mechanical treatment at high temperatures to a complex alloy steel with 12% Cr.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 77–83

DC 621.778.016.3 :669–462

Drăgan Ov., Ciovică D. and *Novac Şt.* : **Investigations regarding cold drawing of tubes on an ultrasonically activated plug.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 84–86

DC 621.778 :669–462

Cuida O. : **Investigations regarding changes in wall-thickness during drawing without piercer rod (no-load run).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 87–89

DC 669.822

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta and *Ganovici Lucia*: **Processing of liquid metallic uranium by electrolysis of UO_2 solved in a molten fluoride mixture.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 90–93

DC 621.771. 23

Guţu M. and *Dîrlogea S.* : **Investigations and computation of elastic deformation in strip-mill stands.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 94–98

DC 621.74 :669.131.7

Ştefănescu D. M. : **Investigations regarding casting in green forms of thin-walled parts out of nodular cast iron (I).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2 p. 99–104

DC 621.743.3

Cernat C. and *Negru I.* : **Investigations regarding technological properties of mixtures for hard cores.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 105–109

DC 658.2.001.57

Ştirbu Cornelia, Condurache Gh. and *Lacea N.* : **Mathematical model for determining the optimal working life of equipment.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 110–113

DC 669-1.041

Penciu M. : **Roller-hearths of metallurgical furnaces.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 114–115

DC 669.712.3 :661.862.4

Făgărăşan Maria Steliana and *Buzuloiu Maria Letiţia*: **Determination of aluminium nitride by means of the methyl bromo-acetate method.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 116–118

DC 669.181 (100.1)

Apa L. : **Actual situation on world-wide scale as regards direct reduction equipment.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 119–120

DC 669–404 :621.86 :621.74–52

State I. : **Electromagnetic transport of molten metal and automation of casting processes.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 121–124

INHALT

DK 669.162.262.4 :261.74

Buzilă S. : **Einfluss des Spangehaltes in der Hochofenbeschickung und der Giessbedingungen auf die Qualität des Giessereiroheisens und der Gussteile.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 69–72

DK 669.141.241.2–412

Costescu M., Sălcudean Martha, Ardeleanu Veronica und *Schuster M.* : **Betreffs Strippen von Blöcken aus beruhigtem Stahl in unvollständigem Erstarrungszustand.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 73–76

DK 621.78. :539.434

Gâdea Suzana und *Hubert Hilda* : **Verbesserung der Kriechfestigkeitseigenschaften durch Anwendung der thermisch-mechanischen Hochtemperaturbehandlung für einen komplexlegierten Stahl mit 12% Cr.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 77–83

DK 621.778.016.3 :669–462

Drăgan Ov., Ciovică D. und *Novac Şt.* : **Erforschungen betreffs Kaltzeihen von Röhren auf ultraschallaktivierten Stopfen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 84–86

DK 621.778 :668–462

Cuida O. : **Erforschungen betreffs Änderung der Wandstärke bei Ziehen ohne Dorn (Leergang).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 87–89

DK 669,822

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta und *Ganovici Lucia* : **Erzeugung von flüssigem metallischem Uran durch Elektrolyse von UO_2 gelöst in einer geschmolzenen Fluoridmischung.**

Metalurgia 26 (1974), nr, 2, p. 90–93

DK 621.771.23.063 :539.371

Guţu M. und *Dîrlogea S.* : **Untersuchung und Berechnung der elastischen Verformung für Bandwalzwerkgerüste.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 94–98

DK 621.74. :669.131.7

Ştefănescu D. M. : **Erforschungen über dünnwandigem Kugelgraphitguss in Nassformen (I).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 99–104

DK 621.743.3

Cernat C. und *Negru I.* : **Erforschungen betreffs Bestimmung der technologischen Eigenschaften der Mischungen für Grosskerne.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 105–109

DK 658.2001.57

Ştirbu Cornelia, Condurache Gh. und *Lacea N.* : **Mathematisches Modell für Bestimmung der optimalen Lebensdauer der Rüstungen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 110–113

DK 669.1.041

Penciu M. : **Rollenherde der metallurgischen Öfen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 114–115

DK 669.712.3 :661.862.41

Făgărăşan Maria Steliana und *Buzuloiu Maria Letiţia* : **Bestimmung des Aluminiumnitrids durch das Verfahren mit Methylbromazetat.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 116–118

DK 669.181 (100.1)

Apa L. : **Weltlage der Ausrüstungen für Rennarbeit.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 119–120

DK 669–404 :621.86 :621.74–52

State I. : **Elektromagnetische Förderung des flüssigen Metalls und Automatisierung der Giessvorgänge.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 2, p. 121–124

METALURGIA 2 1974

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

MŰSZAKI KÖNYVTÁRES

STUDII ŞI CERCETĂRI

Influenţa conţinutului de aşchii din încărcătura furnalului şi a condiţiilor de turnare asupra calităţii fontelor brute de turnătorie şi a pieselor turnate

Conf. dr. ing. S. Buzilă
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ 669.192.262:621.74

Creşterea continuă a mărimii şi complexităţii pieselor turnate a avut ca rezultat şi apariţia unor defecte a căror cauză încă nu a putut fi explicată. Numeroase publicaţii arată că la unele piese cu tehnologia bine pusă la punct şi aplicată mulţi ani la rînd apar anumite defecte, cu toate că se respectă strict procesul tehnologic, şi dispar, fără să se ia măsuri suplimentare în fabricaţie.

Neputînd explica acest fenomen, în mod ştiinţific, unii specialişti din turnătorie caută să justifice rebutul prin aşa-zisa calitate necorespunzătoare a fontei brute. Se au în vedere unele modificări de natură tehnologică cum sînt: intensificarea mersului furnalului, folosirea unui procent tot mai mare de aşchii în încărcătura furnalului, precum şi răcirea intensă a fontei brute cu apă, pe banda de turnare, care, cel puţin aparent, ar putea justifica unele defecte care apar în piesele turnate.

Dacă se ţine seamă de faptul că la elaborarea fontei de turnătorie se foloseşte numai pînă la 20% fontă brută nouă, rezultă concluzia anticipată că la acest procent mic, fonta de primă fuziune nu poate avea un efect hotărîtor asupra calităţii fontei de turnătorie, iar dacă într-adevăr ar avea un efect (pozitiv sau negativ) asupra calităţii pieselor turnate, acest efect nu poate fi pus în mod practic în evidenţă din cauza suprapunerii mai multor factori care survin în timpul procesului de retopire a fontei la turnătorie.

Atîta timp cît nu se poate explica în mod ştiinţific apariţia unor categorii de rebuturi la piesele turnate din fontă cenuşie, se încearcă justificarea lui pe seama calităţii necorespunzătoare a fontei brute. Aceasta ar însemna practic să se justifice rebuturile turnătoriei prin deficienţe existente la alte secţii, la alte uzine şi, chiar, în alte ţări, decît la turnătoria respectivă.

În vederea elucidării influenţei pe care o are conţinutul de aşchii din încărcătura furnalului şi condiţiile de răcire a fontei brute asupra calităţii fontei de primă fuziune şi a pieselor turnate s-au efectuat lucrări speciale în acest scop.

Lucrări experimentale

În cadrul lucrărilor experimentale, accentul principal s-a pus pe studiul a doi factori importanţi:

— influenţa conţinutului de aşchii (şpan) pe tona de fontă brută;

— influenţa condiţiilor de turnare.

Elaborarea fontei s-a făcut în furnale mici cu un volum util de 90 m³. Temperatura aerului insuflat a fost de 250°C. Drept combustibil s-a folosit mangal.

Lucrări pentru studiul calităţii încărcăturii furnalului. În vederea cunoaşterii influenţei conţinutului de aşchii din încărcătura furnalului asupra calităţii fontei s-a elaborat fontă brută; în încărcătura furnalului conţinutul de aşchii a variat de la zero la 550 kg aşchii pe tona de fontă.

Se precizează că un conţinut atît de mare de aşchii nu se adaugă, în mod normal, însă în cadrul lucrărilor experimentale, efectuate special în acest scop, s-au folosit pînă la 550 kg aşchii pe tona de fontă, tocmai pentru a se scoate mai bine şi mai uşor în evidenţă o eventuală influenţă asupra calităţii fontei brute de turnătorie.

Încărcătura furnalului pentru şarjele elaborate experimental a avut următoarea compoziţie:

a) Încărcătură fără aşchii:

— 290 kg siderită cu 32,5% Fe;

— 150 kg limonită cu 58% Fe;

— 100 kg calcar;

— 225 kg mangal.

b) Încărcătură cu 200 kg aşchii fontă:

— 290 kg siderită cu 32,5% Fe;
— 100 kg limonită cu 58% Fe;
— 485 kg aşchii cu 85% Fe;
— 100 kg calcar;
— 225 kg mangal.

c) Încărcătură cu 260 kg aşchii/t fontă:

— 290 kg siderită cu 32,5% Fe;
— 70 kg limonită cu 58% Fe;
— 60 kg aşchii cu 85% Fe;
— 100 kg calcar;
— 225 kg mangal.

d) Încărcătură cu 550 kg aşchii/t fontă:

— 290 kg siderită cu 32,5% Fe;
— 140 kg aşchii cu 85% Fe;
— 100 kg calcar;
— 225 kg mangal.

S-a considerat că 550 kg aşchii pe tona de fontă brută sînt suficiente pentru a verifica efectul procentului de aşchii din încărcătura furnalului asupra calităţii fontei brute pentru turnătorie deşi în mod normal procentul de aşchii nu depăşeşte 250 kg pe tonă.

Compoziţia chimică a fontelor obţinute este dată în tabela 1.

După cum se vede din această tabelă s-a căutat să se obţină fonte brute cu compoziţie chimică cît mai apropiată.

fonta elaborată se răceşte intens cu apă, încă înainte de a se solidifica. Pentru a verifica influenţa trecerii de la metoda veche de turnare în forme metalice (rigole) pe solul turnătoriei la metoda nouă de turnare pe banda răcită intens cu apă, s-a turnat fontă, din fiecare calitate de fontă elaborată atît în forme metalice nerăcite cu apă (rigole), cît şi pe banda de turnare răcită intens cu apă, pentru a se putea face o apreciere comparativă a calităţii.

Influenţa condiţiilor de elaborare şi turnare asupra calităţii fontei brute

Aspectul exterior al fontei brute. Ca aspect exterior există o diferenţă clară între fonta răcită cu apă şi cea nerăcită şi anume:

— fonta răcită cu apă prezintă umflături (băşici) pe suprafaţa superioară a calupului, ca urmare a gazelor degajate în timpul solidificării;

— fonta nerăcită cu apă are suprafaţa superioară netedă, specifică pieselor care se solidifică liniştit.

Această diferenţă netă a aspectului exterior a determinat să se creadă că între fontele turnate prin cele două metode există o diferenţă calitativă, lucru care nu s-a confirmat ulterior, aşa cum se va arăta mai departe.

Duritatea fontei brute. Pentru a vedea influenţa condiţiilor de elaborare şi turnare asupra durităţii fontei brute s-au secţionat o serie de calupuri din fiecare calitate de fontă, răcită

Tabela 1

Calitatea încărcăturii	Compoziţia chimică, %						Conţinutul de gaze, cm³/100 g	
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Fontă răcită cu apă	Fontă nerăcită cu apă
Încărcătură fără aşchii	4,18	1,53	0,60	0,158	0,026	0,013	8,9	8,7
Încărcătură cu 200 kg aşchii pe tona de fontă	4,17	1,42	0,56	0,132	0,024	0,015	9,1	9,3
Încărcătură cu 260 kg aşchii pe tona de fontă	4,26	1,60	0,47	0,129	0,020	0,024	8,4	8,3
Încărcătură cu 550 kg aşchii pe tona de fontă	4,21	1,71	0,56	0,114	0,016	0,075	8,6	8,4

Se precizează că pentru a avea mai multă siguranţă pe rezultatele obţinute, colectarea fontei brute de la furnal s-a făcut numai după 24 h de funcţionare a furnalului cu încărcătura respectivă, cu toate că timpul maxim de trecere a încărcăturii prin furnalul pe care s-au efectuat studiile a fost de maximum 8 h.

Lucrări pentru studiul condiţiilor de turnare a fontei brute. La uzinele unde s-a elaborat fonta brută pentru lucrările experimentale, banda de turnare a fontei este mult mai scurtă decît cele normale, pentru că s-a construit mai tîrziu şi trebuia să se încadreze în suprafaţa disponibilă de la furnale. Din această cauză

şi nerăcită cu apă, şi s-a măsurat duritatea. Măsurarea durităţii s-a făcut pe partea cea mai masivă a calupului.

Rezultatele obţinute, în unităţi HB, sînt următoarele:

Fontă fără aşchii:

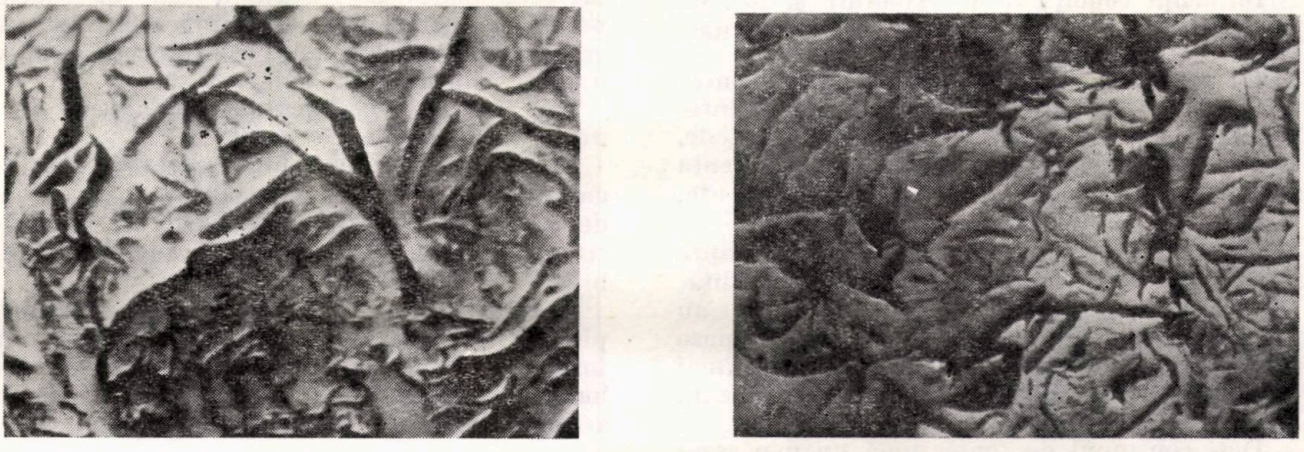
— nerăcită cu apă....110 — 120;
— răcită cu apă ....130 — 140.

Fontă cu 200 kg aşchii/t fontă:

— nerăcită cu apă....140 — 150;
— răcită cu apă ....160 — 170.

a *b*

Fig. 1. Microstructura fontei brute, fără aşchii în încărcătura furnalului : *a* – nerăcită cu apă ; *b* – răcită intens cu apă.



a *b*

Fig. 2. Microstructura fontei elaborate cu 550 kg aşchii pe tona de fontă : *a* – nerăcită cu apă ; *b* – răcită cu apă.

Fontă cu 260 kg aşchii/t fontă:
— nerăcită cu apă....120 — 130;
— răcită cu apă ....145 — 155.

Fontă cu 550 kg aşchii/t fontă:
— nerăcită cu apă....130 — 140;
— răcită cu apă ....160 — 170.

Din analiza acestor rezultate se observă că fonta răcită cu apă are duritatea mai mare cu 20 — 30 unităţi HB decît fonta nerăcită cu apă, adică turnată după metoda veche de la furnale. Această variaţie mică a durităţii nu poate fi considerată ca o diferenţă calitativă esenţială.

Microstructura fontei brute. În figura 1 se arată microstructurile celor patru tipuri de fontă, nerăcite cu apă (*a*) şi răcite cu apă (*b*), obţinute pe probele care au servit pentru determinarea durităţii.

Din micrografiile prezentate în această figură se observă că fontele turnate în calupuri răcite cu apă prezintă separări mai fine de grafit decît fontele nerăcite cu apă, însă pe ansamblu toate fontele au structură fină, corespunzătoare pentru turnătorie, indiferent de conţinutul de aşchii.

Conţinutul de gaze din fonta brută. Cu toate că analiza calitativă a fontei brute, elaborate cu diferite adaosuri de aşchii şi turnate după cele două metode arătate, nu a prezentat diferenţe esenţiale la început s-a crezut că fonta răcită intens cu apă va avea un conţinut mai ridicat de gaze. În urma analizelor efectuate această presupunere nu s-a confirmat, după cum se va arăta mai departe.

Pentru a cunoaşte influenţa conţinutului de aşchii şi a metodei de turnare asupra conţinutului de gaze din fonta brută s-au efectuat determinări de gaze din fiecare sortiment de fontă elaborată şi turnată experimental.

Determinarea conţinutului de gaze s-a făcut prin metoda extracţiei în vid. Gazele s-au determinat pe mostre prelevate direct din calupurile de fontă brută. S-a considerat că soluţia aleasă pentru determinarea gazelor corespunde condiţiilor normale de folosire a

fontei brute în turnătorie. Rezultatele obținute sînt date în tabela 1.

Din analiza acestor rezultate se constată, în mod surprinzător, că fontele răcite intens cu apă pe banda de turnare nu au conținuturi de gaze mai mari decît cele turnate în forme metalice nerăcite, adică după metoda veche de turnare.

După cum rezultă din cele de mai sus nu se poate afirma că răcirea intensă cu apă a fontei pe banda de turnare ar constitui o sursă suplimentară de îmbogățire a fontei cu gaze deoarece în cadrul prezentei lucrări nu s-a putut constata acest lucru. Deci rezultă că, conținutul de gaze din fonta brută și calitatea fontei nu depind de metoda de turnare și nici de intensitatea de răcire cu apă a fontei pe banda de turnare.

Influența condițiilor de elaborare și turnare a fontei brute asupra calității pieselor turnate

Cu toate că studiile efectuate nu au putut arăta o diferență calitativă esențială între fontele elaborate și turnate prin diferite metode, s-a încercat să se pună în evidență influența metodei de elaborare și turnare a fontei brute, asupra fontei de a doua fuziune.

Pentru a avea o imagine mai clară asupra unei eventuale influențe a fontei asupra calității pieselor turnare din fontă cenușie s-au făcut turnări experimentale cu șarje compuse numai din fontă veche de turnătorie și numai din fontă nouă, elaborată și turnată așa cum s-a arătat mai sus.

Deși consumul de fontă nouă nu depășește în general 30 % din încărcătura metalică, șarjele experimentale s-au compus numai din fontă nouă, tocmai pentru a se observa o eventuală influență.

La fonta de a doua fuziune s-au determinat : volumul de retasură și contracția liniară la solidificare și răcire.

În mod surprinzător toate sortimentele de fontă nouă elaborate și turnate special pentru aceste studii nu au arătat diferențe esențiale nici între ele, nici comparativ cu fonta veche atît în ceea ce privește contracția liniară, cît și volumul de retasură.

Această constatare a permis să se tragă concluzia că dacă nu s-a putut observa un efect negativ al fontei de primă fuziune asupra fontei de turnătorie, la șarjele compuse numai din fontă nouă, cu atît mai mult nu se poate presupune că are influență negativă la șarjele obișnuite, cînd conținutul de fontă brută este mult mai mic.

Față de concluziile la care s-a ajuns cu calitățile de fontă cercetate se consideră că defectele care apar la piesele turnate trebuie căutate în alte cauze și nu atît în calitatea fontei de primă fuziune.

Nu se exclude existența proprietăților ereditare ale fontei de primă fuziune, în ceea ce privește mărimea grafitului, dar în cadrul prezentei lucrări nu s-a putut constata un grafit grosolan din cauza conținutului relativ mic de siliciu (tab. 1).

Din studiile experimentale efectuate se desprind următoarele concluzii :

— duritatea fontei brute elaborate cu mangal, microstructura și conținutul de gaze nu depind nici de cantitatea de așchii din încărcătura furnalului, nici de viteza de răcire a fontei brute pe banda de turnare;

— contracția liniară și volumul retasurii pieselor turnate din fontă cenușie nu sînt influențate nici de conținutul de așchii din încărcătura furnalului, nici de viteza de răcire a fontei brute pe banda de turnare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wittmoser A. și Krall H. *Einige Untersuchungen zur Lunkerung von Gusseisen.* Giesserei, t. w. Beihefte, nr. 18, 1957, p. 975 — 987

[2] Lewi L. și Soubyakov Y. G. *Structure and proprietes of foundry pig ironsform different metallurgical works.* Russian Castings Production, aprilie, 1967.

[3] Parent S. și Margerie J. K. *Étude des propriétés métallurgiques des fontes neuves.* Fonderie, nr. 308, ian., 1972.

Ing. M. Costescu, ing. Martha Sălcudean,
ing. Veronica Ardeleanu și ing. M. Schuster
Institutul de cercetări metalurgice — București

Cu privire la striparea lingourilor din oțel calmat în stare incomplet solidificată

CZ 669.141.241.2-412

Practica siderurgică obișnuită prevede striparea lingourilor de oțel calmat după solidificarea lor completă. Această practică este în general menținută de argumente privind efectul dăunător pe care ar putea să-l aibă mișcarea asupra calității oțelului, precum și posibilitatea deranjării funcționării maselotei.

O dată cu introducerea pe scară largă a lingourilor de greutate mare (>12 t), lingouri la care încălzirea în vederea laminării implică consumuri energetice mari, iar realizarea temperaturilor ridicate în zona centrală a lingoului este dificilă, apare necesitatea analizării posibilității de a efectua introducerea lingourilor în cuptoarele adînci cu temperatura zonei centrale cît mai ridicată [1].

Se știe că în lume și în unele uzine din țara noastră se practică scoaterea din hala de turnare a garniturilor de oțel carbon ($C \leqslant 0{,}25\,\%$) la 10—15 min după terminarea turnării și că această practică nu afectează negativ calitatea oțelului calmat. În această situație se întrevede posibilitatea realizării stripării lingoului în stare incomplet solidificată. Este posibil ca mișcarea oțelului în interiorul lingoului, datorită transportului și a operațiilor de stripare, să fie de mică importanță în comparație cu mișcările interioare inerente din lingou (provocate de curenții de convecție sau de căderea cristalelor solidificate). Striparea timpurie a lingoului poate în schimb face posibilă laminarea lingourilor din oțel calmat cu zona centrală mai caldă decît cea marginală, ceea ce are un efect favorabil asupra consumului specific de oțel. Din aceste motive s-au întreprins cercetări privind posibilitățile de stripare a lingourilor din oțel calmat, în stare incomplet solidificată. Lucrările s-au efectuat la lingouri din oțel calmat cu dimensiunile 835 × 1 750/915 × × 1 810/2 500 mm.

În vederea determinării parametrilor fluxului tehnologic de solidificare, răcire și încălzire, adică a timpului de menținere în lingotieră, în aer și în cuptor s-a realizat modelul matematic tridimensional al lingoului.

Algoritmul modelului este prezentat în figura 1.

După citirea datelor geometrice privind lingotiera și maselotiera, a caracteristicilor fizice ale oțelului, ale fontei, ale plăcilor și ale prafului termoizolant, precum și a valorilor inițiale de entalpie pentru nodurile rețelei de calcul (căsuța 1), se deduc din acestea din urmă, pe baza corelațiilor introduse în program, valorile inițiale corespunzătoare de temperatură (căsuța 3), pentru secțiunea din lingou pentru care urmează să se calculeze valorile pe care le va lua entalpia nodurilor după trecerea unei iterații. Calculul entalpiei (căsuța 26) se face după relația ai cărei coeficienți variază după cum nodul considerat se află la suprafața sau în interiorul lingoului; în primul caz trebuie găsit fluxul termic prin suprafața-limită, utilizînd formule de calcul diferite, după cum lingoul este menținut în lingotieră, menținut în aer sau încălzit în cuptor, iar nodul se află la baza lingoului, pe suprafața laterală a corpului lingoului ori a maselotei sau la interfața lingou — praf termoizolant (căsuțele 7,8,11,12,15,16,18,19). Pentru a se evalua corect entalpia nodurilor din interiorul lingoului se ține seamă de curenții de convecție din masa oțelului lichid (căsuța 23), de mărirea vitezei de solidificare spre sfîrșitul acestui proces (căsuța 25), precum și de coborîrea oțelului lichid dintr-un strat în altul pentru a umple golurile de contracție (căsuța 24). Se determină conținutul mediu de căldură al secțiunii, H_{mediu} și se tipărește această valoare, ca și valorile calculate ale temperaturii (căsuța 27); se efectuează aceste calcule pentru toate secțiunile lingoului (căsuțele 28 și 29), iar apoi se reia ciclul de calcul pentru iterația următoare, pînă cînd se atinge numărul maxim prevăzut de iterații (căsuța 30).

Prin realizarea unui program și efectuarea lui la un calculator numeric au rezultat duratele de solidificare ale diferitelor plane din lingou. În figura 2 sînt prezentate duratele de solidificare în următoarele cazuri:

— menținere în lingotieră pînă la solidificare;

— menținere în lingotieră 140 min, urmată de menținere în aer pînă la solidificare;

— menținere în lingotieră 100 min, urmată de menținere în aer pînă la solidificare;

— menținere în lingotieră 140 min, 45 min în aer, urmate de încălzire în cuptor;

— menținere în lingotieră 100 min, 45 min în aer, urmate de încălzire în cuptor.

S-a considerat cazul cel mai defavorabil cînd în timpul operației de stripare plăcile din material refractar se distrug total. Și în acest caz, pentru a se evita amplasarea retasurii în corpul lingoului, maselota trebuie să se solidifice cu întîrziere față de corpul lingoului.

Din figura 2 rezultă că striparea lingoului se poate face la 140 min după terminarea turnării deoarece întîrzierea solidificării ma-

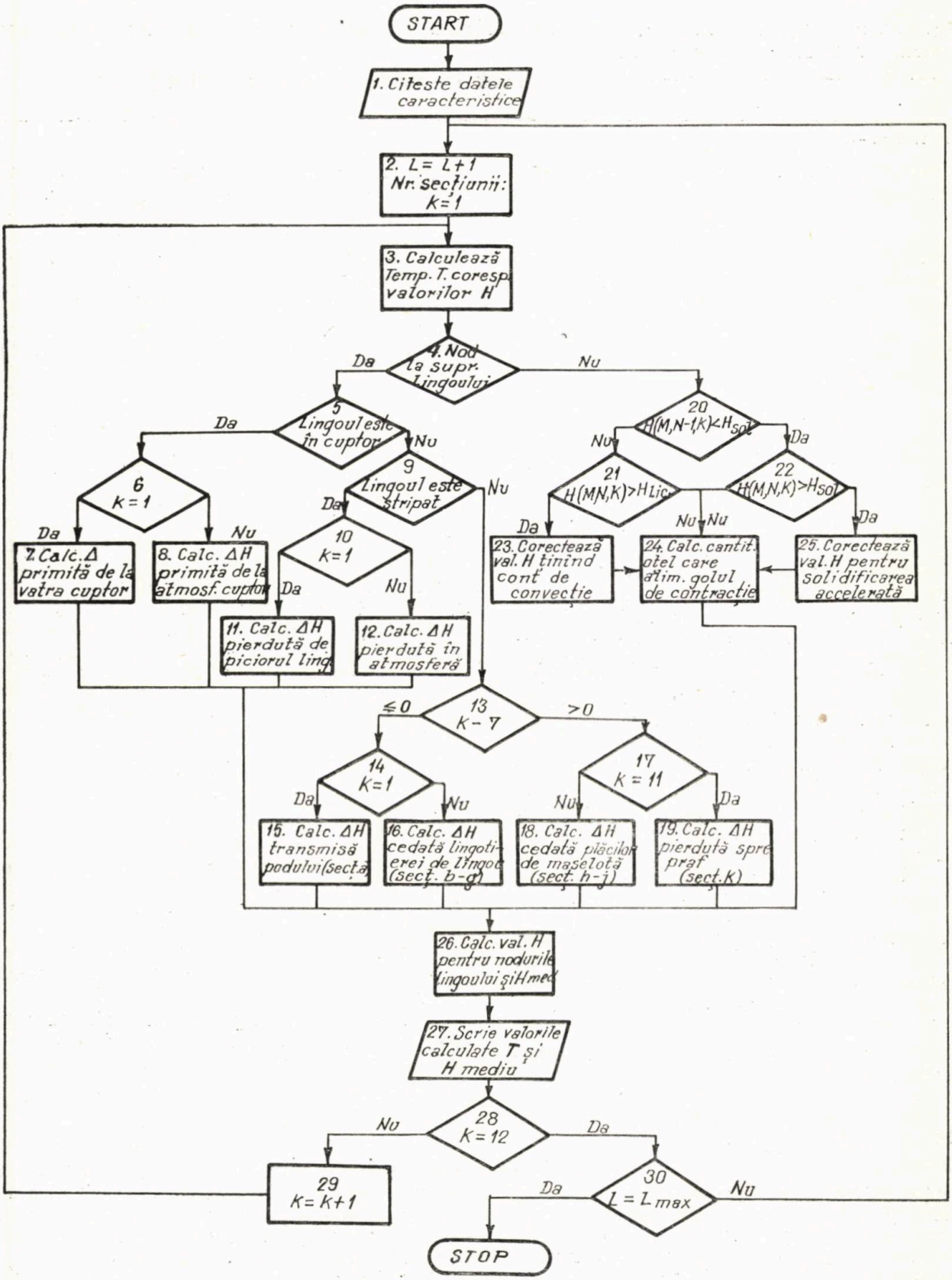
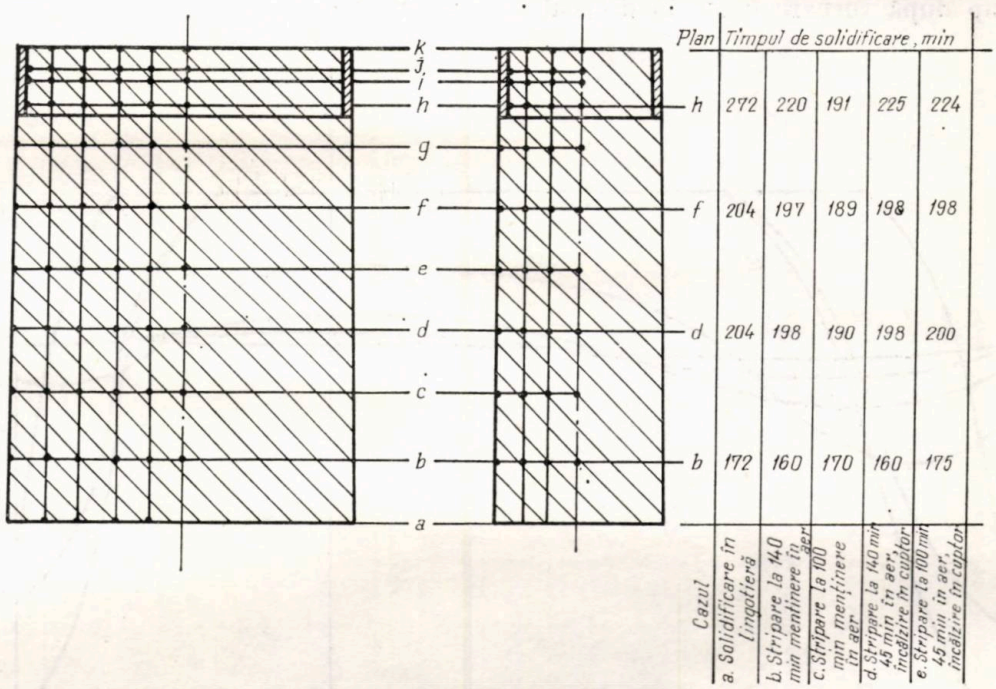


Fig. 1. Algoritmul procesului de solidificare, răcire şi încălzire a lingoului în timpul menţinerii în lingotieră şi în aer şi în timpul încălzirii în cuptor. Model tridimensional al transferului de căldură.

selotei față de cea a lingoului este asigurată. Striparea la 100 min nu este recomandabilă, decalajul de timp dintre solidificarea maselotei și a corpului fiind prea mic, buna funcționare a maselotei neprezentînd deci suficientă siguranță în special dacă, din cauza unor defecțiuni

solidificării, răcirii și încălzirii în cuptor. În figura 3 este prezentată evoluția conținutului mediu de căldură al unor plane caracteristice din lingou în timpul solidificării, răcirii și încălzirii, pentru un lingou menținut în lingotieră 140 min și 45 min în aer. Lingoul se poate



Plan	Timpul de solidificare, min				
h	272	220	191	225	224
f	204	197	189	198	198
d	204	198	190	198	200
b	172	160	170	160	175

Cazul
a. Solidificare în lingotieră
b. Stripare la 140 min menținere în aer
c. Stripare la 100 min menținere în aer
d. Stripare la 140 min 45 min în aer, încălzire în cuptor
e. Stripare la 100 min 45 min în aer, încălzire în cuptor

Fig. 2. Durate de solidificare a diferitelor plane din lingou.

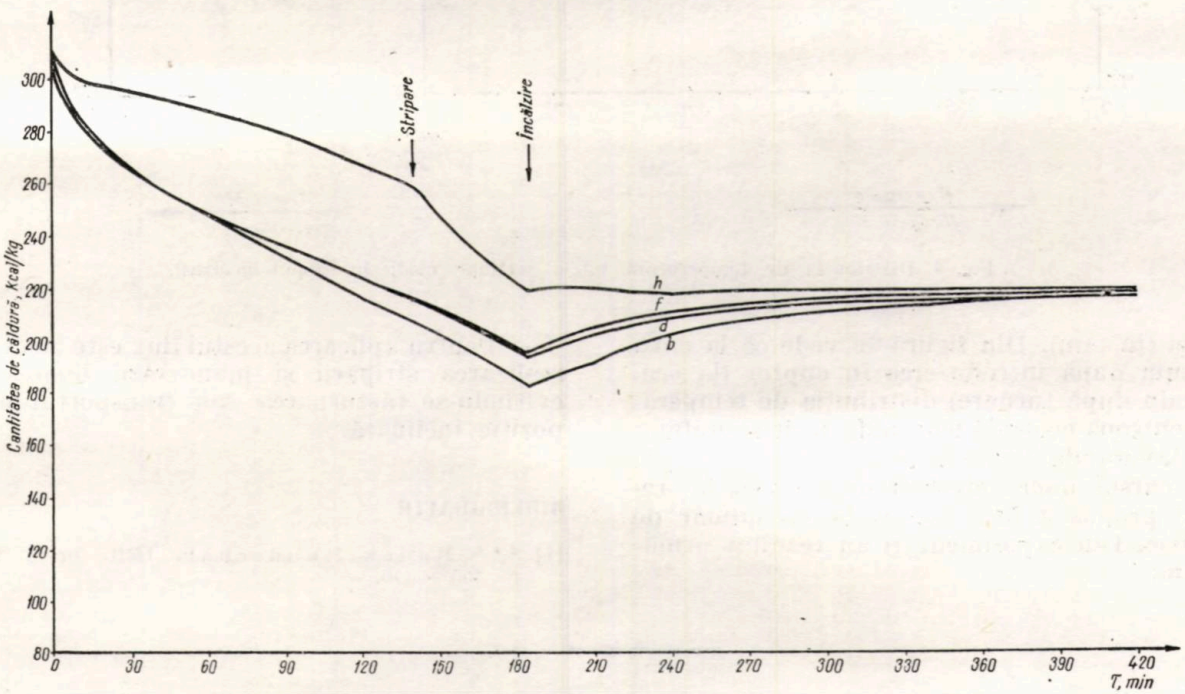


Fig. 3. Evoluția conținutului de căldură în timpul menținerii în lingotieră, în aer și în cuptor.

organizatorice, șarja nu se poate încărca la timp în cuptor.

Din model a rezultat evoluția temperaturii și a conținutului mediu de căldură în timpul

lamina la circa 180 min după introducerea în cuptor. Conținutul mediu de căldură al lingoului este în această perioadă de (215—220 kcal/kg).

În figura 4 este reprezentată evoluția distribuției de temperaturi în secțiunea medie a lingoului, menținut în lingotieră 140 min, în aer 45 min și în cuptor 240 min.

Fiecare curbă urmărește variația temperaturii de-a lungul celor două axe ale secțiunii la intervalul de timp după turnare notat în dreptul

— Șarjele s-au încălzit în condiții bune, conform regimurilor stabilite, cu temperaturi de sfîrșit de laminare ridicate.

— Consumul specific mediu de oțel a arătat o scădere de circa 15 kg/t față de media șarjelor curente.

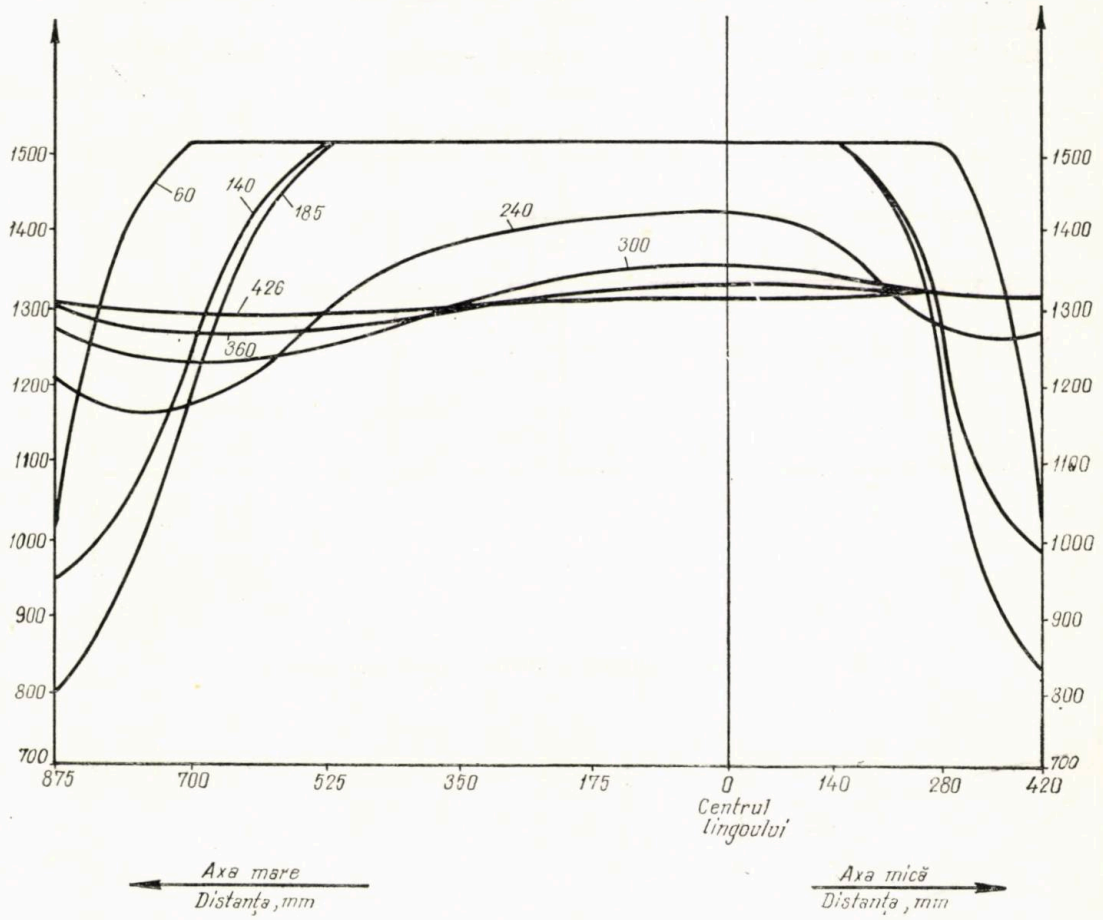


Fig. 4. Distribuția de temperatură într-o secțiune medie în timpul încălzirii.

curbei (în min). Din figură se vede că la circa 180 min după introducerea în cuptor (la cca. 360 min după turnare) distribuția de temperaturi, cu zona centrală mai caldă decît suprafața, este favorabilă laminării.

În cursul unor cercetări experimentale regimul propus a fost aplicat la un număr de 17 șarje. Din experimentări au rezultat următoarele:

— Pentru aplicarea acestui flux este necesară realizarea stripării și manevrării lingourilor, evitîndu-se răsturnarea sau transportul lor în poziție înclinată.

BIBLIOGRAFIE

[1] *** Radex Rundschau. Heft, nr. 3, 1971, p. 455 — 470.

Dr. ing. Suzana Gâdea și dr. ing. Hilda Hubert
Institutul politehnic — București

Îmbunătățirea proprietăților de rezistență la fluaj prin aplicarea tratamentului termomecanic (TTMTR) unui oțel cu 12% Cr complex aliat

CZ 621.78 :539.434

Teoria structurală a fluajului [1] — [4], care stabilește mecanismul și legile desfășurării fluajului în dependență cu procesele de formare, mișcare și interacțiune a dislocațiilor și a altor imperfecțiuni ale rețelei cristaline, a permis fundamentarea științifică și găsirea unor noi căi de creștere a rezistenței la fluaj a materialelor metalice, acționînd asupra structurii lor de dislocații.

În prezent literatura de specialitate dezbate intens problema oportunității și eficienței aplicării tratamentului termomecanic aliajelor refractare, în vederea creerii unei structuri de dislocații stabile și a unor faze de precipitare deosebit de disperse, dar aceste metode se experimentează mai ales în cazul aliajelor monofazice durificabile prin îmbătrînire [4], [5] și mai puțin la oțelurile martensitice [3], [5], [6].

Analizînd modul concret în care se comportă la fluaj (la 600°C — pînă la 2 000 h) un oțel cu 12 % Cr complex aliat, similar celui care urmează a fi studiat în lucrare, Murphy și Brandt [8] ajung la concluzia că procesele de recristalizare a matricei se desfășoară numai în zonele lipsite de carburi fine (de tip M_2X) pe măsură ce acestea se redizolvă sau se transformă în carburi de echilibru, mai grosiere, de tip $M_{23}C_6$.

Din aceste observații rezultă că viteza de recristalizare a matricei depinde direct de stabilitatea fazei de carburi, mai precis de dimensiunile și distribuția precipitatului M_2X (deoarece aceasta influențează mișcarea dislocațiilor), precum și de tensiunile acumulate în ferită. Prin urmare o dispersie mai fină a carburilor, realizată la o temperatură ridicată de revenire, favorizează o stabilitate structurală maximă la fluaj, dar o stare de ecruisare preexistentă a matricei va grăbi procesul de recristalizare la fluaj. Totuși, după cum au arătat I. A. Oding [2] și L. K. Gordienko [9], [10], dacă se creează prin deformare prealabilă o substructură stabilă de dislocații a matricei rezistența la fluaj crește.

Deci în cazul oțelurilor refractare martensitice ar fi posibilă realizarea unei substructuri stabile, concomitent cu o finisare suplimentară a fazelor de precipitare secundară — ce asigură în ansamblu o creștere a stabilității la revenire — numai prin aplicarea tratamentului termomecanic la temperaturi ridicate (TTMTR), deoarece prin deformare la cald, o dată cu crearea unei cantități mari de dislocații, are loc și o redistribuire a acestora sub formă de rețele de sublimite cu configurația apropiată de cea de echilibru termodinamic (proces de poligonizare).

Avînd în vedere aceste considerente teoretice, lucrarea de față și-a propus să analizeze concret efectul aplicării a două variante de tratament termomecanic — TTMTR și TTMTR + deformare sub 20 % reducere după călire și revenire finală — asupra rezistenței la fluaj în cazul unui oțel refractar complex aliat de tip 12 Cr-Ni-Mo-V-Nb (Refricem II). Lucrarea face parte din studiul sistematic mai amplu privind influența deformării plastice prealabile asupra transformărilor la revenire în cazul oțelurilor inoxidabile aliate cu 12 % Cr [11], [12].

Metodica experimentală

Oțelul care face obiectul cercetărilor de față a fost elaborat într-un cuptor cu inducție de 50 kg și are următoarea compoziție chimică, %:

C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	V	Nb	N
0,19	0,51	0,55	11,97	1,01	0,5	0,33	0,43	0,06

După forjarea lingourilor de 17 kg (cu Ø 80 mm) la pătrate — priză cu latura de 35 ; 24,5 și 17 mm și recoacere timp de 8 h la 750°C s-au aplicat următoarele regimuri de tratament termomecanic : austenitizare la 1 150°C, deformare plastică (laminare) la 1 150°C cu reducere (pe înălțime) de 30 și 50 %, printr-o singură trecere, călire în ulei de la temperatura de sfîrșit de deformare (la un interval de 3 — 5 s de la ieșirea dintre cilindri), revenire înaltă la 670°C/3 h/aer.

Pentru starea convențională — de referință — s-a aplicat același regim de tratament termic (clasic) : austenitizare 1 150°C, călire în ulei sau aer, revenire la 670°C/3 h/aer.

Pentru a verifica stabilitatea efectului tratamentului termomecanic aplicat s-au efectuat reveniri suplimentare—stabilizări la temperatura de lucru a oţelului la 600°C, cu menţineri de 25 şi 100 h.

Pentru unele bare supuse TTMTR cu 30% reducere, după revenire finală la 670°C/3 h/aer, s-a aplicat o deformare la rece cu 20 şi 10% reducere, după care a urmat o revenire de stabilizare la 600°C/100 h/aer.

Rezultatele încercărilor efectuate s-au verificat metalografic — la microscopul optic (atac Vilella) şi electronic (replici de extracţie şi în două trepte) — roentgenografic (lăţirea liniilor de difracţie β (110) şi (211) şi prin încercări mecanice la rece (tracţiune şi rezilienţă) şi la cald (rezistenţă de durată pentru o sarcină de 33 kgf/mm², la 600°C).

Cercetări experimentale

Din studiul prezentat în lucrările [11] şi [12] a reieşit clar că TTMTR asigură o stabilizare importantă separată atît a fazelor de carburi şi a substructurii matricei oţelului cu 12 Cr-Ni-Mo-V-Nb, însă de intensitate variabilă pe parcursul revenirii la diferite temperaturi, în concordanţă cu aspectul complex al comportării la revenire, redat de diagrama din figura 1.

Întrucît problema creşterii stabilităţii la revenire prin aplicarea TTMTR oţelurilor refractare prezintă interes practic în legătură cu îmbunătăţirea proprietăţilor lor de rezistenţă la cald, contribuţia şi rolul fazelor de carburi şi a substructurii matricei la durificarea şi creşterea stabilităţii realizate au fost analizate şi din punct de vedere al interacţiunii lor reciproce, stabilindu-se mecanismele de interacţiune precipitat—dislocaţii care acţionează în fiecare etapă de revenire.

Creşterea substanţială a durităţii oţelului pentru stările supuse TTMTR pe tot intervalul de revenire (100—750°C) studiat (fig. 1) reprezintă dovada efectului creşterii stabilităţii la revenire, dar aceasta are o semnificaţie deosebită în special la reveniri înalte, întrucît asigură efectele pozitive ale deformării pînă în structura finală de utilizare. Figurile 2 şi 3 exprimă sugestiv atît stabilitatea ridicată la revenire în general a oţelului refractar tratat clasic, cît şi cea realizată suplimentar prin TTMTR în intervalul temperaturilor ridicate de revenire (450—700°C); se observă că nici menţinerile de 100 h la 600°C, temperatura de utilizare a oţelului, după o revenire prealabilă la 670°C/3 h, nu anulează efectul favorabil al TTMTR, determinînd numai o înmuiere uşoară, nesemnificativă. Deformarea cu 50% reducere pare mai favorabilă la reveniri joase (pînă la 500°C), apoi deformarea cu 30% reducere determină o creştere mult mai consistentă a stabilităţii la revenire, fapt demn de reţinut pentru oţelurile refractare.

Deci, din punct de vedere al valorilor durităţii, comparativ cu oţelul aliat numai cu 12% Cr şi 0,1% C, la care creşterea stabilităţii la revenire sub efectul deformării la rece a martensitei se manifestă numai pînă la 600°C [13], după care urmează o înmuiere chiar mai accentuată, la aplicarea TTMTR oţelului cu 12% Cr complex aliat cu Mo-V-Nb, această creştere rămîne definitivă şi substanţială chiar pînă la temperaturi de revenire de 750°C. Această comportare este în concordanţă şi cu constatările făcute în alte lucrări [3] cu privire la stabilitatea efectului de durificare prin TTMTR, chiar în cazul depăşirii (cu viteze de încălzire rapide) a punctelor de transformare $Ac_1—Ac_3$ ale oţelului, deci după producerea a trei recristalizări fazice scurte $\gamma_{def}\rightarrow\alpha\rightarrow\gamma\rightarrow\alpha$ (reversibilitatea durificării prin TTMTR). Se arată că acest efect devine şi mai stabil la oţelurile înalt şi complex aliate cu crom, molibden, wolfram, precum şi la alegerea unei temperaturi de deformare—austenitizare la TTMTR cît mai ridicate, cerinţe care sînt îndeplinite şi în cazul de faţă.

În funcţie de natura, dispersia, distribuţia carburilor şi particularităţile structurii de dislocaţii, în cursul revenirii la temperaturi ridicate (450—750°C) intervin anumite mecanisme de interacţiune precipitat—dislocaţii care stabilizează structura şi determină un efect de durificare.

La reveniri între 400 şi 450°C în locul cementitei aliate M_3C apar precipitate fine, continue, sub formă de nori de carburi aliate M_2X şi M_7C_3, coerente cu matricea, care determină creşterea densităţii de dislocaţii ρ (fig. 4) deci fragmentarea suplimentară a substructurii. Durificarea importantă ce apare (vîrful de durificare secundară, fig. 1) va fi determinată de precipitatul fin coerent care imobilizează dislocaţiile de structura fină în blocuri D, a căror limite reprezintă bariere efective în deplasarea dislocaţiilor, precum şi de microdeformările din jurul particulelor fine coerente. Acest efect este maxim la stările TTMTR, la care deformarea prealabilă influenţează atît mecanismul de precipitare, cît şi substructura matricei feritice.

Descreşterea continuă a durităţii (fig. 1) între 450 şi 600°C este determinată de ruperea coerenţei $\left(\text{micşorarea tensiunilor de ordinul II } \frac{\Delta a}{a}\right)$ şi de creşterea treptată a carburilor aliate plasate pe reţeaua de sublimite care rămîne încă imobilizată, iar peste 600°C, de începerea procesului de creştere a subgrăunţilor prin

deplasarea limitelor, care însă se desfăşoară mult mai lent decît în cazul stării nedeformate.

Mecanismul de durificare posibil în ambele etape corespunde interacţiunii precipitat — dislocaţii de tip Orowan.

Deformarea cu 50% reducere asigură o stabilitate mai mare, mai ales la reveniri sub 500°C, iar deformarea cu 30% reducere peste 600°C, deoarece în primul caz creşte instabilitatea reţelei de sublimite şi tendinţa de aglomerare a carburilor pe limitele de grăunţi.

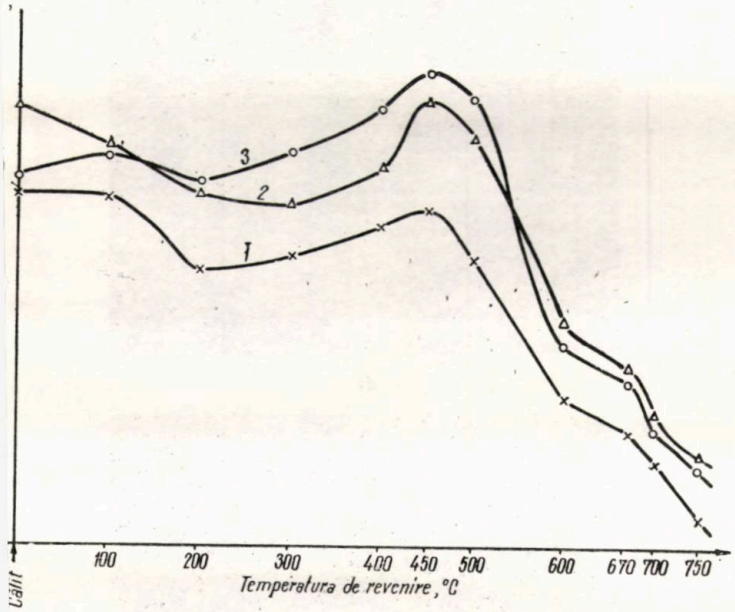


Fig. 1. Variaţia durităţii în funcţie de temperatura de revenire (curbe de revenire): × × × — tratament termic clasic; ΔΔΔ — tratament termomecanic 30% reducere; ○○○ — tratament termomecanic 50% reducere.

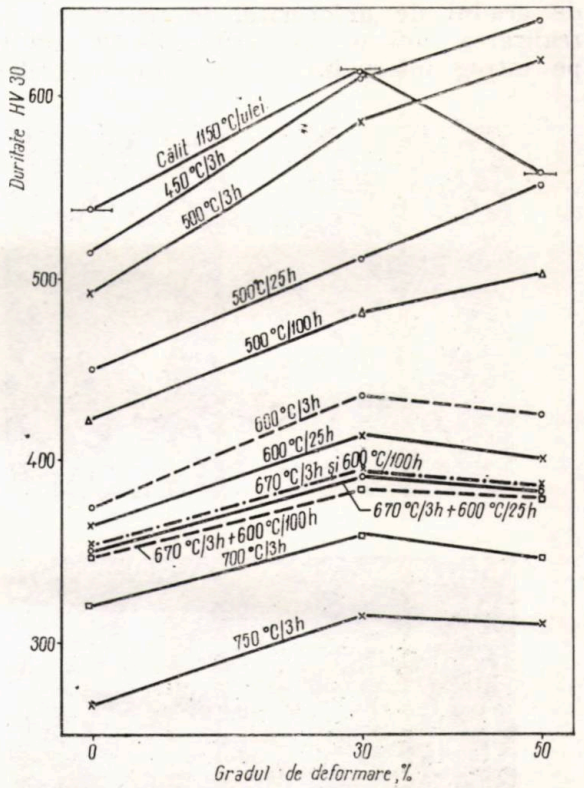
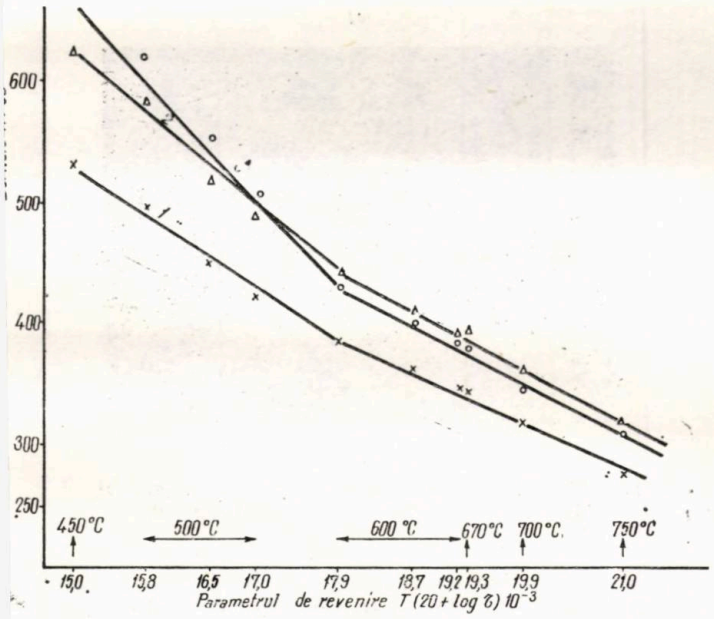


Fig. 2. Variaţia durităţii în funcţie de temperatura de revenire (între 450 şi 750°C), durata de menţinere la revenire (3—100 h) şi gradul de deformare la TTMTR.



g.3. Variaţia durităţii în funcţie de parametrul de revenire T) + 10 log τ) 10^{-3}: × × × — tratament termic clasic; ΔΔ — tratament termomecanic 30% reducere; ○○○ — tratament termomecanic 50% reducere.

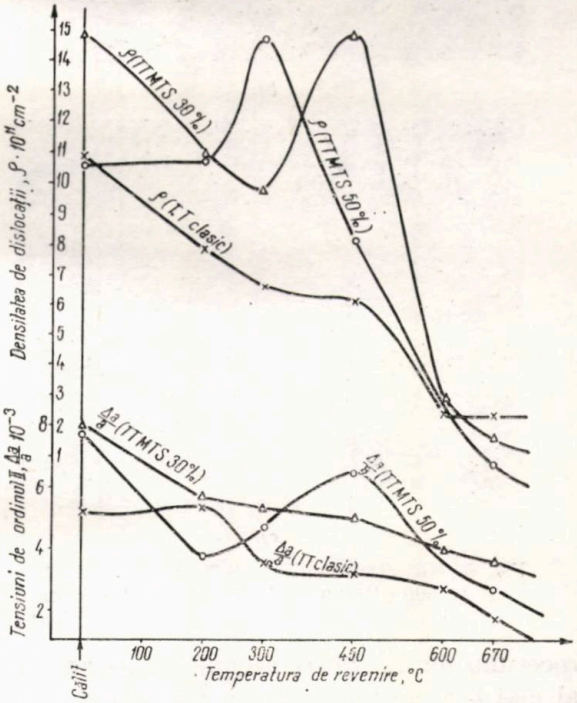


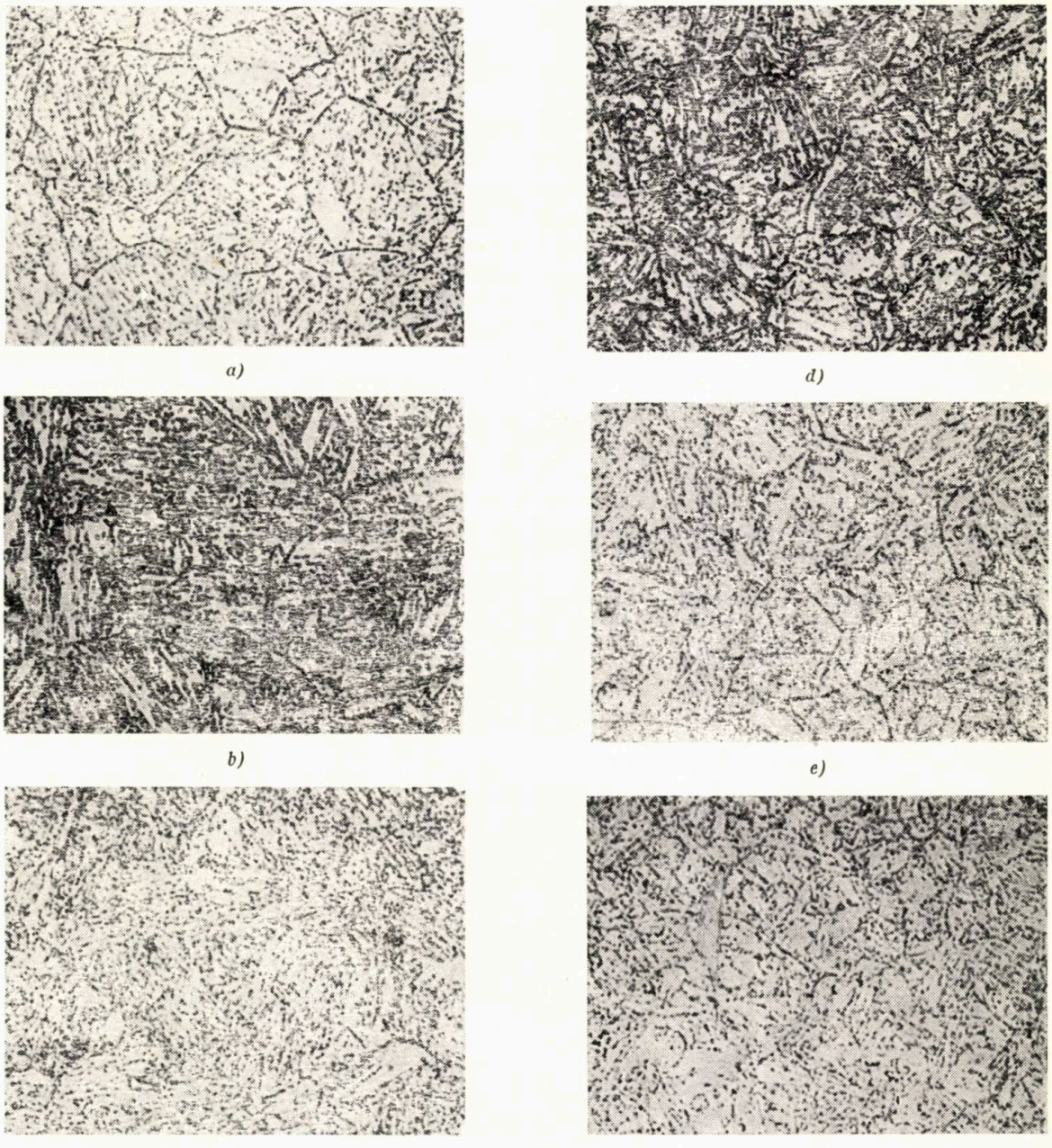
Fig. 4. Variaţia densităţii de dislocaţii ρ şi a tensiunilor de ordinul II $\frac{\Delta a}{a}$, în funcţie de temperatura de revenire.

În concluzie rezultă că în cazul aplicării TTMTR oţelului refractar cu 12 % Cr complex aliat, creşterea stabilităţii la revenire, indiferent de gradul de deformare, se manifestă prin realizarea unui spor de duritate de 50—100 HV pe întreg intervalul de revenire, extinderea procesului de durificare secundară pe un interval mai larg de temperaturi, precum şi efectul cel mai interesant şi util din punct de vedere practic, întîrzierea la înmuiere la revenire înaltă, efect ce rămîne stabil pînă la 700°C.

Factorii structurali ce determină creşterea stabilităţii la revenire sînt:

— finisarea structurii prin localizarea difuziei în microdomenii;

— realizarea unei dispersii mai mari a carburilor;



a) *d)* *b)* *e)* *c)* *f)*

Fig. 5. Micrografii optice (1000 :1) pentru stările revenite la 670°C/3 h/aer + stabilizate la 600°C/25 h (*a, c, e*) şi la 600°C/100 h (*b, d, f*) după : *a, b* — călire clasică; *c, d* — TTMTR cu 30 % şi *e, f* — TTMTR cu 50 % reducere. Atac Vilella.

— stabilizarea fazei de carburi (la supraîmbătrînire) de către substructura de poligonizare care frînează coagularea carburilor;

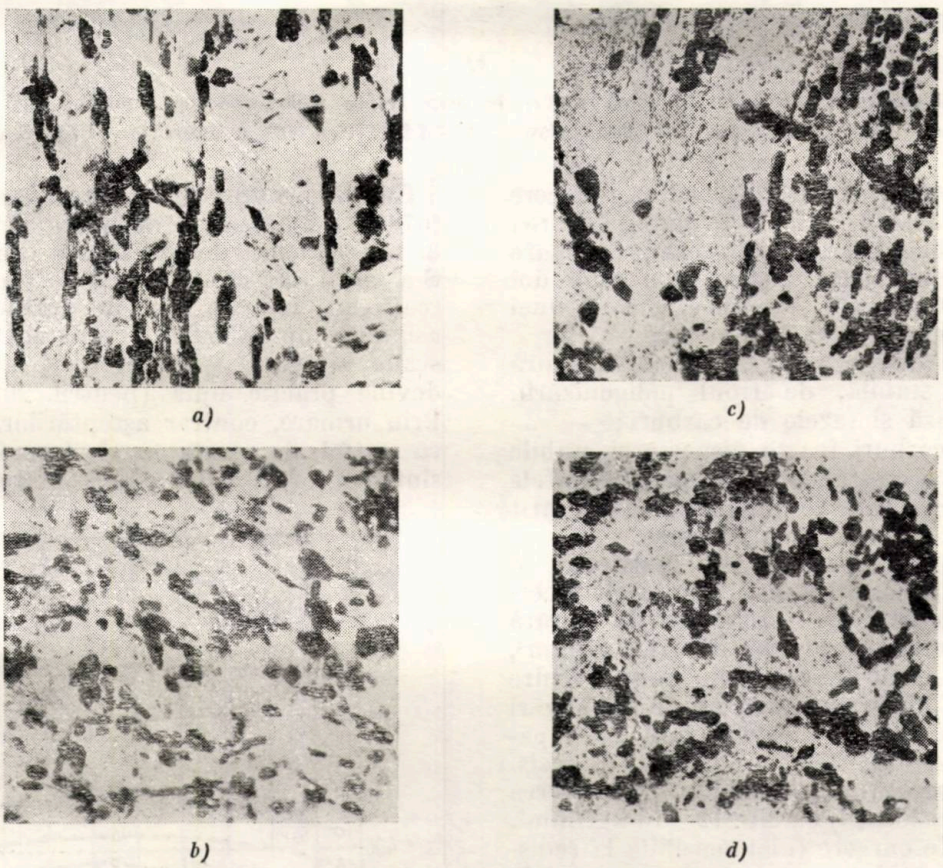
— dezvoltarea poligonizării şi stabilizarea reţelei de sublimite de către fazele de precipitare disperse (creşte pragul de recristalizare).

Din aceste concluzii rezultă că într-adevăr în cazul oţelului cu 12% Cr complex aliat studiat, regimul de TTMTR adoptat, urmat de o revenire finală la 670°C realizează deziderate-le impuse unui material rezistent la fluaj.

Astfel, comparativ cu oţelul călit clasic, stările TTMTR cu 30 şi 50% reducere prezintă o structură sorbitică mult mai dispersă, uniformă (mai puţin orientată) şi vizibil fragmentată într-o serie de subgrăunţi (fig. 5). Precipitatele grosolane de pe limitele de grăunţi dispar aproape total după deformare cu 30% şi se mai menţin pentru 50% reducere.

Pentru starea clasică apare o creştere cantitativă şi dimensională a carburilor grosolane sub formă de aglomerări, de asemenea o diminuare a structurii orientate (fig. 6, *c*), în interiorul acelor de martensită conturîndu-se subgrăunţi. Stabilitatea structurală deosebită, caracteristică stării TTMTR, explică menţinerea decalajului faţă de durităţile stării călite obişnuit, de asemenea descreşterea mai uşoară a durităţii pentru durate mari de menţinere.

Micrografiile electronice ale replicilor de suprafaţă pentru revenire la 670°C relevă în cazul TTMTR (fig. 7, *b*, *c*) lipsa carburilor



a) *c)*

b) *d)*

Fig.6. Micrografii electronice (15.000 : 1) după replici de extracţie cu carbon pentru stările revenite la 670°C/3 h/aer (*a*, *b*) şi apoi stabilizate la 600°C/100 h (*c*, *d*) după : *a*, *c* — călire clasică ; *b*, *d* — TTMTR cu 30% reducere.

Micrografiile electronice ale replicilor de extracţie arată concret, comparativ cu starea clasică (fig. 6, *a*), forma mult mai rotunjită, cantitatea mult mai mare a carburilor fine (M_7C_3 şi M_2X) în masă şi pe sublimite, precum şi distribuţia uniformă a acestora pe limitele de subgrăunţi (fig. 6, *b*). Menţinerile suplimentare de 100 h la 600°C (fig. 6, *c*, *d*) arată pentru toate stările un surplus de precipitate fine, repartizate ordonat în interiorul subgrăunţilor ; pentru 30% reducere (fig. 6, *d*) se remarcă o stabilitate dimensională a fazelor de carburi. grosolane pe limite, o cantitate mai mare de precipitate fine în interiorul subgrăunţilor din masa feritică şi o distribuţie mai uniformă a carburilor de dimensiuni medii, nu numai pe limitele fostelor lamele de martensită, ca în cazul oţelului călit clasic (fig. 7, *a*), dar şi pe numeroasele limite de subgrăunţi. Apare şi aici efectul TTMTR de finisare şi o mai mare apropiere dimensională a carburilor precipitate pe diferite limite, sublimite şi în masa feritică, distribuirea ordonată pe elementele de substructură şi predominarea carburilor de dimensiuni medii.

a) *b)* *c)*

Fig. 7. Micrografii electronice (15.000 : 1) după replici în două trepte (colodiu-carbon, umbrire aliaj Au-Pd) pentru stările revenite la 670° C/3 h/aer după : *a* — călire clasică ; *b* — TTMTR cu 30 % reducere ; *c* — TTMTR cu 50 % reducere.

Rezultă că aplicarea TTMTR cu 30 % reducere este în măsură să contribuie la îmbunătăţirea rezistenţei la fluaj a oţelului refractar, ca urmare a posibilităţii influenţării efective a celor doi componenţi structurali, în sensul creerii unei structuri stabile termic, şi anume:

— matrice, caracterizată de o substructură de dislocaţii stabilă, de tipul poligonizării, care stabilizează şi fazele de carburi ;

— faze de carburi foarte disperse şi stabile la redizolvare şi creştere, plasate pe sublimitele de dislocaţii pe care le imobilizează cu atît mai mult, cu cît sînt mai disperse.

Caracteristicile mecanice de rezistenţă şi plasticitate (fig. 8), precum şi rezultatele încercărilor informative ale rezistenţei de durată la 600°C, pentru o sarcină de 33 kgf/mm², după TTMTR cu 30 şi 50 % reducere şi revenire finală la 670°C/3h, urmate sau nu de stabilizări suplimentare de 100 h la 600°C, indică, comparativ cu starea călită clasic, îmbunătăţirea rezistenţei la rupere (mai sensibilă la creşterea densităţii de dislocaţii) cu cîte 12—16 kgf/mm², iar a limitei de curgere (mai sensibilă la redistribuirea dislocaţiilor cu formarea structurii de poligonizare), cu 6—8 kgf/mm² la menţinerea δ_5 sau chiar la creşterea Z a caracteristicilor de plasticitate ; valorile rezilienţei se menţin constante (KCU = 3—4 kgfm/cm²) sau chiar cresc, după stabilizare, cu 1—2 unităţi, comparativ cu starea clasică. Rezistenţa de durată creşte cu cîte 120—150 h. Aplicarea unor stabilizări suplimentare (600°C/100 h) determină o creştere importantă a rezistenţei de durată pentru TTMTR (720 h) faţă de călirea clasică (600 h).

În afară de variantele de TTMTR experimentate descrise s-au verificat şi alte posibilităţi de creştere a rezistenţei la fluaj, propuse de literatură [4], [6] drept foarte adecvate pentru oţelurile refractare şi, anume, de intercalare a unor deformări sub 20 % reducere, după TTMTR propriu-zis şi revenirea martensitei (670°C/3 h), urmate de stabilizări îndelungate la temperatura de utilizare a oţelului (600°C). S-a constatat că, în afară de faptul că nu se realizează nici un spor de durificare peste cel asigurat de TTMTR, rezistenţa de durată scade simţitor (pentru 10 % reducere) sau devine practic nulă (pentru 20 % reducere). Prin urmare, contrar aşteptărilor, rezultă clar că astfel de tratamente termomecanice nu sînt avantajoase din punct de vedere al rezis-

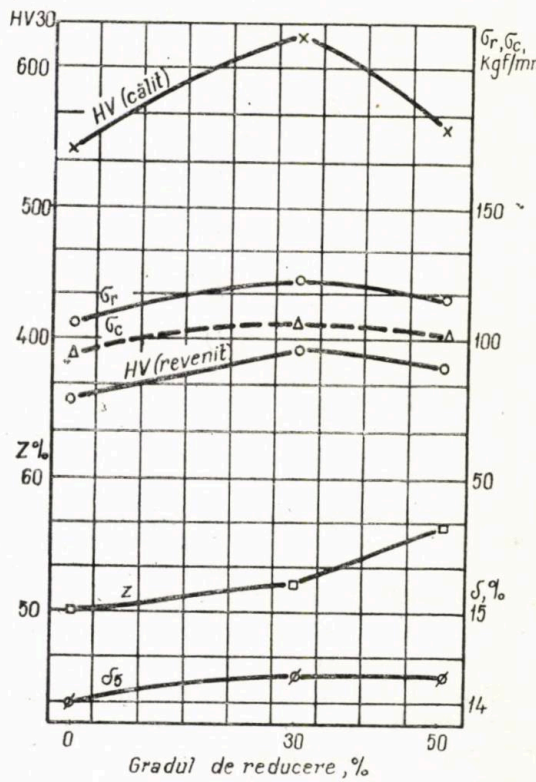


Fig. 8. Variaţia caracteristicilor de rezistenţă şi plasticitate în funcţie de gradul de deformare aplicat la TTMTR după călire (HV) şi revenire la 670° C/3 h/aer.

a) *b*) *c*)

Fig. 9. Micrografii optice ale oţelului supus TTMTR (30% reducere) + deformare cu 10% (*a*) şi 20% reducere (*b*), după revenire la 670°C/3 h, urmată de o menţinere la 600°C/100 h. Atac Villela (1000 : 1); *c* — TTMTR (30% reducere) + revenire, 750 C/3 h/aer.

tenţei la fluaj, întrucît structura devine instabilă, grăbind recristalizarea (creşterea grăunţilor) şi coalescenţa carburilor (fig. 9, *a*, *b*) pînă la un stadiu de aglomerare asemănător celui realizat prin revenire înaltă la 750°C/3 h (fig. 9, *c*).

Deoarece oţelul cu 12% Cr studiat este destinat confecţionării paletelor de turbină cu abur sau gaz ce lucrează la 600°C, în condiţiile unor solicitări complexe de rezistenţă şi coroziune, concluziile cercetărilor teoretice asupra transformărilor produse sub influenţa TTMTR pot fi finalizate, recomandîndu-se aplicarea practică a acestuia în vederea îmbunătăţirii caracteristicilor mecanice şi de rezistenţă la fluaj.

Întrucît în mod obişnuit aceste oţeluri se supun unor operaţii de deformare la cald prin laminare (la bare de 40 × 40 mm) se propune ca operaţia de încălzire în vederea deformării să fie astfel efectuată încît să corespundă unei austenitizări corecte (1 150°C), iar deformarea cu 20—30% reducere să se aplice la aceeaşi temperatură, fiind urmată imediat după ieşirea barei din laminor (la interval de 5—10 s) de călire în ulei. Se consideră că nici răcirea în aer după deformare nu ar anula efectul pozitiv al deformării, avînd în vedere reversibilitatea TTMTR asigurată de gradul înalt de aliere, putînd fi chiar mai avantajoasă deoarece se evită tensiunile termice. După deformare se va aplica revenirea la 670°C urmată, după caz, de o stabilizare suplimentară la 600°C timp îndelungat (50—100 h).

Se consideră că particularităţile transformărilor la revenire, determinate de aplicarea TTMTR, nu sînt de natură să influenţeze defavorabil rezistenţa la coroziune chimică sau sub sarcină (coroziune fisurantă) a oţelului cu 12% Cr complex aliat ci, dimpotrivă [4], s-ar putea chiar să le mărească.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oding I. A. şi Ivanova V. S. *Teoria polzucesti dlitelnoi procinosti.* Metallurghizdat, 1959.

[2] Oding I. A. *Teoria structurală a fluajului.* Revue de Métallurgie, nr. 5, 1958.

[3] Bernştein M. L. *Termomehaniceskaia obrabotka metallov i splavov,* vol. I şi II, Moscova, 1968.

[4] Kenedy A. D. *Polzucest i ustalost v metallah,* 1965.

[5] Ivanova V. S. şi Gordienko L. K. *Novie puti povîşenia precinosti metallov.* Moscova, 1964.

[6] Braslawski D. I. *Tratamentul termomecanic al oţelului refractar din clasa martensitică.* Metalî, nr. 5, 1965.

[7] Kubîşkina T. D. şi Pevzner L. M. *TTMTI al oţelului cu crom.* MITOM, 1963.

[8] Murphy Mc. şi Brandt G. D. *Proprietăţile şi microstructura aliajului 12% Cr-Mo-Nb rezistent la fluaj.* J. Iron and Steel Institute, nr. 3, 1968.

[9] Gordienko L. K. *Creşterea rezistenţei la fluaj a oţelului din clasa ferito-martensitică prin metoda tratamentelor mecanotermice.* MITOM, nr. 5, 1966.

[10] Gordienko L. K. *Creşterea refractarităţii metalelor prin crearea unei structuri de dislocaţii stabile.* Metalî, nr. 5, 1965.

[11] Hubert H. *Influenţa deformării plastice prealabile asupra mecanismului descompunerii martensitei la revenirea oţelurilor inoxidabile cu 12% Cr* (rezumatul tezei de doctorat).

[12] Hubert H. *Influenţa deformării plastice a austenitei stabile asupra mecanismului transformărilor la revenirea unui oţel refractar complex aliat cu 12% Cr-Ni-Mo-V-Nb.* Studii şi cercetări de metalurgie, nr. 2, 1972.

[13] Hubert H. *Influenţa deformării plastice la rece a martensitei dintr-un oţel cu 12% Cr şi 0,1% C asupra mecanismului transformărilor la revenire.* Studii şi cercetări de metalurgie, nr. 2, 1971.

Cercetări privind tragerea la rece a țevilor pe dop activat ultrasonic

Ing. Ov. Drăgan, ing. D. Ciovică și ing. Șt. Novac
Institutul de cercetări metalurgice — București

CZ 621.778.016.3 :669 – 462

În multe lucrări științifice și tehnice [1]—[6] s-a găsit o cale de progres în fabricarea țevilor prin tragere la rece.

Dezvoltarea industrială a Republicii Socialiste România a impus industriei metalurgice naționale sarcini cantitative și calitative deosebite.

În acest context tehnologiile noi, neconvenționale, pot să aducă un beneficiu important producției. Aceasta a fost rațiunea care a stat la baza hotărîrii ca în anul 1969 la Institutul de cercetări metalurgice—București să înceapă studii organizate privind deformarea plastică a metalelor în cîmp macrosonic, respectiv tragerea la rece a țevilor pe dop activat ultrasonic. Scopul acestor cercetări a fost acela de a studia în condiții industriale implicațiile interacțiunii macrosunetelor cu metalul în focarul de deformare, precum și conceperea și experimentarea unor tehnologii eficiente de tragere macrosonică a țevilor. Aceste studii au dus la unele realizări prezentate în lucrarea de față.

La alegerea modului și echipamentului experimental s-a ținut seamă, în primul rînd, de sarcinile și condițiile de lucru, preluînd, acolo unde a fost cazul, și experiența străină.

Experimentările s-au efectuat pe țevi din gama oțelurilor carbon, folosind lubrifianți din categoria emulsiilor de săpun, parafinei și a uleiurilor minerale, pe un banc de tras țevi lung de 10 m, avînd forța de tragere maximă de 10 t.

Activarea ultrasonică cu oscilații longitudinale a dopului s-a efectuat de la un transductor magnetostrictiv Kerry, tip KT 2000, alimentat de la un convertor electronic de frecvență construit de autor (GENUSON—2000) avînd puterea de ieșire 2000 W și frecvența reglabilă în jurul frecvenței de 20 kHz.

Măsurarea energiei acustice utile și a pierderilor s-a făcut în diferite puncte ale liniei de transfer a energiei de la transductor la dop, folosind un traductor inductiv de măsurare a amplitudinei vibrațiilor în medii solide. Acestui traductor, construit și etalonat în ICEM, i s-a descris modul de funcționare printr-o teorie matematică unitară [7].

În experimentări s-a măsurat și înregistrat simultan cu sau fără macrosunete, forța de tragere și forța de frecare pe dop, folosind o instalație de măsurare Hottinger cu traductoare inductive [7].

Mai mulți cercetători [6], [8], [9] sînt de acord că în cazul general al activării focarului de deformare cu ultrasunete în focar se produc două efecte fundamentale: un „efect de suprafață", reducerea frecării la suprafața de contact dintre metalul care se deformează și scula de lucru, și un „efect de volum", caracterizat printr-o creștere a deformabilității metalului. Aportul cantitativ al reducerii frecării față de creșterea deformabilității este încă controversat. În această situație s-a propus ca în cazul tragerii la rece pe dop activat ultrasonic să se separe calitativ aceste două efecte și, dacă este posibil, să se determine cantitativ.

În lucrările [8] — [10], în care se analizează mecanismul prelucrării oscilatorii a metalelor, autorii fiind de acord că există mai multe mecanisme care influențează reducerea frecării la suprafața de contact, consideră că fenomenul de „inversare a frecării" contribuie substanțial la reducerea frecării.

Postulînd fenomenul de „inversare a frecării" pentru cazul general al activării focarului de deformare cu ultrasunete, s-a dat o interpretare teoretică reducerii frecării pentru cazul tragerii la rece a țevilor pe dop activat ultrasonic [11]. S-a calculat astfel, la introducerea oscilațiilor ultrasonice, gradul de reducere a forței medii de frecare la suprafața de contact a dopului:

$$n = \pi \frac{X\omega}{V_t} \cdot \frac{1}{\frac{p_2}{p_1} \cos \alpha + 1} \qquad (1)$$

în care:

X reprezintă amplitudinea oscilației;
ω — pulsația;
V_t — viteza de tragere;
p_1, p_2 — grosimea peretelui țevii la intrarea, respectiv la ieșirea din focarul de deformare;
α — unghiul filierei.

În domeniul experimentat ($X = 2-5$ μm; frecvența de rezonanță 16,2 kHz; $V_t = 6 - 18$ m/min; $p_2/p_1 = 0{,}65-0{,}9$; $\alpha = 12°$), prin măsurarea forțelor de frecare pe dop, formula (1) s-a verificat în limite convenabile (±20 %). Diferențele dintre curbele calculate și cele experimentale se pot explica prin caracterul complex al frecării pe suprafața de contact, simplificat în cazul de față numai la fenomenul de „inversare a frecării".

Pe această bază s-au putut trage concluzii practice pentru proiectarea proceselor tehnologice eficiente de tragere la rece a țevilor pe dop activat ultrasonic.

În măsura în care se admite că macrosunetele introduse prin dop nu influențează frecarea pe suprafața matriței, se poate scrie:

$$\Delta F_t = \Delta F_{fd} + \Delta F_d \qquad (2)$$

în care:

ΔF_t, ΔF_{fd}, ΔF_d reprezintă variațiile forței de tragere a forței de frecare pe dop și a forței de deformare, datorită activării ultrasonice.

Din punct de vedere energetic, condiția existenței unui efect de volum este:

$$\Delta F_t > \Delta F_{fd} \qquad (3)$$

sau

$$\Delta F_d = k\,\Delta F_{fd};\ k > 0 \qquad (4)$$

În cazurile experimentate s-a găsit că valoarea coeficientului k variază între 1,1 și 0,6 [7]. În toate experimentările s-a observat că „efectul de volum" este puternic influențat de parametrii de deformare și este într-o strictă corelație cu densitatea de energie acustică, fapt ce concordă parțial cu rezultatele prezentate în lucrarea [12].

B. Langenecker [13] a constatat, în condiții de laborator, în cazul solicitării la tracțiune și la torsiune, două efecte neliniare ale energiei acustice asupra metalelor: înmuierea acustică și durificarea acustică. Primul efect se manifestă prin reducerea tensiunii statice necesare deformării plastice și are loc în timpul aplicării energiei acustice. Durificarea acustică se datorează unor modificări reziduale și se observă după activarea ultrasonică la intensități mari de energie acustică, tipice pentru diferite metale.

Ținînd seamă de aceste constatări s-au făcut cercetări privind influența „efectului de suprafață" și „efectului de volum" al ultrasunetelor asupra proprietăților mecanice ale țevilor trase în stare ecruisată [14], [15].

Astfel, în cazul tragerii cu macrosunete comparativ cu tragerea fără macrosunete, în limitele nivelelor acustice, vitezelor și gradelor de deformare utilizate în experimentări, rezultă că:

— creșterea intensității acustice reduce valorile limitei de curgere σ_c, rezistenței la rupere σ_r, microdurității μH și durității Brinell HB și duce la o ameliorare a ductibilității metalului (alungirea la rupere $\delta\,\%$);

— creșterea gradului și vitezei de deformare diminuează influența macrosunetelor asupra acestor proprietăți, fapt ce se poate explica prin reducerea densității de energie acustică.

Valorile experimentale σ_c, σ_r, μH și HB sînt de forma

$$A_{ms} = A_0 - \Delta A_{ms} \qquad (5)$$

în timp ce valorile $\delta\,\%$ sînt de forma

$$B_{ms} = B_0 + \Delta B_{ms} \qquad (6)$$

(indicii 0 și ms se referă la tragerea fără macrosunete și cu macrosunete).

Variațiile ΔA_{ms} și ΔB_{ms} sînt neliniare și indică aportul macrosunetelor asupra caracteristicilor menționate. Pentru intensitate acustică de 15 W/cm², coeficient de alungire (grad de deformare) de 1,3 și viteză de tragere de 6 m/min, aceste variații au reprezentat 10—40 % din valorile de referință (fără macrosunete).

Rezultatele experimentale arată că în procesul de tragere la rece macrosunetele determină o reducere a stării de ecruisare a țevilor din oțel carbon. Acest fapt se poate explica prin aceea că deformarea plastică, în cazul tragerii la rece pe dop a țevilor, are loc în condițiile unor eforturi complexe, în prezența lubrifiantului, cu frecare intensă la suprafața de contact. Acțiunea macrosunetelor reduce forța de frecare și de deformare, ducînd la o creștere a gradului de difuzie a lubrifiantului, micșorînd starea tensională superficială.

Se cunoaște că datorită unor neomogenități ale suprafeței și (sau) volumului materialului tras în procentul tragerii la rece a țevilor pe dop, dopul avînd două grade de libertate execută mișcări transversale parazite, fapt ce influențează calitatea și toleranțele produselor. Este deci important ca aceste mișcări să fie eliminate sau limitate, lucru care, după constatările noastre, se realizează în mare măsură prin activarea ultrasonică a dopului. Astfel, în urma determinării excentricității țevilor fabricate cu și fără macrosunete într-un regim tehnologic riguros controlat, s-a constatat că excentricitatea țevilor trase cu macrosunete este mai mică (cu pînă la 40 %) decît cea a țevilor trase fără macrosunete. Acest fapt a făcut să se încerce căutarea legilor fizice de stabilitate dinamică a focarului de deformare, respectiv cu activare ultrasonică a dopului, și să se elaboreze calculele matematice necesare unor generalizări [16].

Rezultatul acestor calcule este prezentat în formula:

$$y = A\cos\left(B\arcsin\frac{x}{X} + Cx^2 + D\right), \qquad (7)$$

în care:

y este ordonata teoretică în planul xoy a centrului de greutate a dopului;

x, X — elongația, respectiv amplitudinea de oscilație longitudinală a dopului;

V, B, C, D reprezintă coeficienţii ce caracterizează natura şi geometria focarului de deformare, materialul şi condiţiile de tragere, precum şi frecvenţa de rezonanţă a sistemului.

Aceste rezultate au permis să se organizeze producţia de ţevi trase la rece pe dop activat ultrasonic într-o staţie pilot la Uzina de ţevi „Republica" din Bucureşti.

Ţevile fabricate în această staţie sînt din oţel carbon, cu diametrul exterior între 12 şi 25 mm, iar grosimea peretelui, între 0,3 şi 2,2 mm. În această acţiune a trebuit să se învingă greutăţile ivite în stabilirea limitelor procesului de tragere cu şi fără macrosunete, astfel ca să se poată fabrica cele mai eficiente tipodimensiuni de ţevi la parametrii tehnologici şi acustici cît mai favorabili. Cu această instalaţie s-a reuşit ca pe lîngă unele produse noi să se fabrice ţevi mult mai eficiente decît în cazul tragerii fără macrosunete. Astfel, vitezele de tragere au fost cu 100 — 150 % mai mari, coeficienţii de alungire, cu 30—75 %, iar calitatea produselor a fost mult îmbunătăţită. Eficienţa economică a acestei instalaţii, care s-a calculat printr-o metodologie proprie [17], este ridicată astfel încît într-un timp convenabil să se recupereze toate cheltuielile de cercetare şi investiţie.

În fază industrială, în condiţiile existente, tragerea la rece a ţevilor pe dop activat ultrasonic s-a dovedit viabilă şi eficientă. Din acest motiv se caută extinderea acestui procedeu şi la alte produse şi la alte uzine din ţara noastră.

În viitor se va insista mai mult asupra cauzelor care produc „efectul de volum" la tragerea macrosonică a ţevilor cît şi asupra modificărilor structurale ce apar la produsele trase*.

BIBLIOGRAFIE

[1] Blaha F. şi Langenecker B. *Plastizitätsundersuhungen von Metallkristallen in Ultraschallfeld.* Acta Metallurgica, 7, 1959, p. 93—99.

[2] Severdenco V. P. şi Klubovici V. V. *Drawing of copper wire in an ultrasonic field.* Dokl. Akad. Nauk. Belorussek S.S.R., u, (2) 1963, p. 95—98.

[3] Boyd C. A. şi Kartluke H. *Defence Metals Information Centre, Battelle Memorial Institute.* Columbus, Ohio, Rep. 187, 1963.

[4] Clauser G.E. *Production tube drawing of metals using ultrasonic energy applied to the mandrel.* Am. Soc. for Metals, Tech. Rep. nr. C6—26.4,1966.

[5] Pohlman R. şi Lehfeldt E. *Influence of ultrasonic vibration on metalic friction. Ultrasonics,* 4 (4), 1966.

[6] Byron Jones J. *Ultrasonic metal deformation processing.* CIRP, International Conference on Manufacturing Technology, sept. 25—28,1967.

[7] Drăgan O. şi Ciovică D. *Determinarea parametrilor industriali la tragerea la rece a ţevilor în cîmp ultrasonic de mare energie.* Institutul de cercetări metalurgice. Raport 1143/1971.

[8] Severdenco V. P., Klubovici V. V. şi Stepanenco A. V. *Prokatka i volacenie s ultraszvukom.* Minsk, Nauka i Tehnica, 1970.

[9] Winsper C. E., Dawson G. R. şi Sansome D. H. *An introduction to the mecanics of oscillatory metalworking.* Metals and Materials, 1970, p. 158—162.

[10] Nosal V. V. şi Rîmşa O. M. *Snijenie tiajolih usilii i opredelenie tehnologhicesskih parametrov ,protessa volocenia trub s ispolzovaniem ultrazvukovih kolebanii voloki.* Stal, 2, 1966, p. 159—163.

[11] Drăgan O. şi Segal E. *Asupra frecării de contact în focarul de deformare la tragerea la rece a ţevilor pe dop activat ultrasonic.* Prima conferinţă naţională de tehnologii neconvenţionale, Octombrie, 14—16, 1971, Timişoara (publicată în Metalurgia, 24, 1972, p. 469—471).

[12] Winsper C. E. şi Sansome D. H. *Aplication of ultrasonic vibration to the plug drawing of tube.* Metal Forming, 38 (3), 1971, p. 7—75.

[13] Langenecker B. *Effects of ultrasound on deformation characteristics of metals.* Transaction on sonics and ultrasonics, vol. SU—13/1,1966, p. 1—8.

[14] Drăgan O., Ciovică D., Atanasiu N. şi Segal E. *Cercetări privind modificarea unor proprietăţi ale ţevilor din oţel carbon tras la rece în cîmp ultrasonic.* Metalurgia, 24 (12), 1972, p. 812—814.

[15] Drăgan O., Novac S., Ciovică D. şi Segal E. *Modificarea parametrilor de forţă şi a caracteristicilor mecanice ale produselor la tragerea la rece a ţevilor pe dop activat ultrasonic.* Sesiunea de comunicări a Academiei R.S.R.—Comisia de acustică, Bucureşti, dec. 6—7, 1972.

[16] Drăgan O., Simionescu G., Matei N. şi Novac S. *Asupra stabilităţii dinamice a focarului de deformare la tragerea la rece a ţevilor pe dop activat ultrasonic.* A IV-a Conferinţă naţională de acustică, 29 mai—3 iunie, Bucureşti, 1973.

[17] Nanu A., Drăgan O. şi Isarie I. *Elemente de calcul a eficienţei tehnico-economice în prelucrarea metalelor prin eroziune electrică.* Construcţia de maşini, 21 (4), 1969, p. 232 — 235.

* Autorii acestei lucrări menţionează că toate rezultatele relevate au fost obţinute prin colaborarea cercetătorilor şi specialiştilor de la Institutul de cercetări metalurgice—Bucureşti, Uzina de ţevi „Republica"—Bucureşti, Institutul politehnic—Timişoara şi Institutul politehnic—Bucureşti. Cu această ocazie se aduce un omagiu lui B. Langenecker de la PVL—Waldbach care, prin discuţiile avute, a contribuit la obţinerea acestor rezultate.

Ing. O. Cuida
Institutul de cercetări metalurgice
București

Cercetări privind modificarea grosimii pereților țevilor în cursul tragerii fără dorn (la gol)

CZ 621.778 :669 – 462

Una din metodele uzuale de tragere la rece a țevilor este tragerea fără dorn numită uzual și tragerea la gol. Deși ea afectează în primul rînd diametrul țevii, grosimea peretelui nu rămîne neschimbată, ci se modifică, uneori crește, alteori scade.

Cunoașterea sensului și a mărimii variației peretelui în funcție de parametrii de tragere are o mare importanță practică mai ales în cazul fabricării țevilor cu pereți subțiri ca și a celor capilare.

Caracterul variației grosimii peretelui țevilor în cursul tragerii la rece este determinat de caracterul schemei de tensiuni și, implicit, a schemei de deformare. Astfel, dacă prin focarul de deformare al unei țevi trase la gol se face o secțiune transversală aceasta poate fi împărțită în două zone (fig. 1) : o zonă de reducere a diametrului (zona I) și alta, de calibrare (zona II) în care diametrul țevii rămîne neschimbat. Caracterul solicitării materialului în zona de reducere se poate determina din analiza tensiunilor care acționează asupra unui cub elementar detașat din aceasta (fig. 1). Aceste

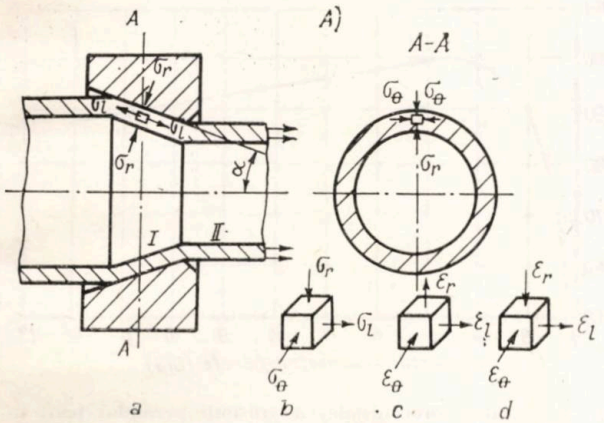


Fig. 1. Tragere fără dop (la gol) :
a – secțiune prin focarul de deformare : *I* – zona de reducere; *II* – zona de calibrare.

tensiuni sînt de întindere σ_e, de comprimare radială σ_r și de comprimare transversală σ_θ (fig. 1, *b*). Tensiunea de întindere σ_e duce la deformarea cubului unitar cu o valoare ε_e, ceea ce are ca rezultat alungirea țevii în direcția de deformare și subțierea peretelui în timp ce tensiunile σ_r și σ_θ, fiind de compresiune, tind să îngroașe țeava. Ca atare grosimea finală a țevii este determinată de suma celor două efecte opuse. Dacă tendința de îngroșare este mai mare decît cea de subțiere, deformația în direcția radială ε_r va fi pozitivă (fig. 1, *c*), în timp ce în cazul în care subțierea este mai mare decît îngroșarea ε_r, va fi negativă (fig. 1, *d*). Deformația radială ε_θ, ce caracterizează deformația perimetrului țevii, va fi în toate cazurile negativă deoarece în orice variantă tragerea duce la micșorarea acestuia.

Stabilirea prin calcul, pe baza elementelor oferite de teoria plasticității, a modificării pereților în funcție de dimensiunile țevii, geometria matriței și de alți factori tehnologici cum sînt coeficientul de frecare sau viteza de trefilare nu este posibilă în prezent. Din acest motiv s-a găsit necesar să se facă experimentări care să permită evidențierea unor legități și să acumuleze date utile practicii.

Experimentările au fost realizate pe un lot de 25 țevi cu diametrul inițial cuprins între 9 și 42 mm și cu grosimea inițială (medie) cuprinsă între 1 și 4,95. Țevile au fost trasate la gol pînă la un diametru de 1,8 – 6 mm utilizînd, în acest scop, matrițe din oțeluri rapide avînd în zona de reducere un unghi cuprins între 10 și 12°.

Pentru a diminua introducerea în calcul a modificărilor dimensionale determinate de oxidarea superficială a țevilor, apărută în cursul încălzirii, tratamentele termice de recristalizare au fost efectuate în atmosferă controlată (neutră). Înaintea introducerii în lucru țevile au fost decapate în soluție de acid sulfuric, fosfatate și spălate în apă rece și caldă. Lubrifierea s-a făcut la banc.

Măsurarea dimensiunilor țevilor s-a făcut după fiecare tragere. Diametrul exterior s-a măsurat cu ajutorul unui micrometru, pe cel puțin două direcții perpendiculare. Determinarea grosimii peretelui s-a făcut diferențiat, în funcție de valoarea diametrului interior. Astfel pentru țevi cu diametrul interior peste 20 mm s-a utilizat un micrometru comparator, luîndu-se în considerare media a cel puțin două măsurători realizate pe direcții perpendiculare. Pentru țevi cu diametrul interior mai mic de 15 mm, determinarea grosimii s-a făcut indirect și anume pe bază de calcul din formula:

$$S = \frac{\frac{D}{2} - \sqrt{\left(\frac{D}{2}\right)^2 - 4\frac{G}{\pi L\, 7{,}81}}}{2}$$

unde : S este grosimea peretelui țevii, cm;

D — diametrul exterior, cm;
G — greutatea țevii, g;
L — lungimea țevii cîntărite.

De regulă lungimea tronsonului de țeavă luat în considerare a fost cuprinsă între 100 și 150 mm. Cîntăririle au fost realizate la o balanță analitică. Modul în care au variat dimensiunile țevii în cursul tragerii este prezentat exemplificativ pentru cîteva din țevile experimentale în tabela 1 și în figura 2.

zultă deci că la această valoare subțierea țevii, determinată de deformarea longitudinală, este mai mare decît îngroșarea. Cum deformațiile sînt dependente de tensiuni rezultă că în raport cu tensiunile de compresiune σ_r și σ_θ tensiunea longitudinală σ_e este cu atît mai mare, cu cît grosimea țevii este mai mare sau raportul D/S este mai mic.

Pentru a sublinia mai pregnant caracterul modificării grosimii peretelui țevii în cursul tragerii la gol în funcție de raportul D/S, în baza datelor obținute din experimentări s-a

Tabela 1

Nr. treceri	Teava nr. 1			Teava nr. 2			Teava nr. 3			Teava nr. 4		
	D	S	D/S	D	S	D/S	D	S	D/S	D	S	D/S
0	0,41	2,045	4,61	9,98	1,25	7,9	21,25	2,225	9,64	41,9	4,95	8,45
1	8,39	2,180	4,30	7,88	1,27	6,20	14,00	2,375	5,90	30,2	5,15	5,85
2	7,02	2,17	3,21	6,98	1,30	5,35	12,0	2,400	5,00	24,8	5,30	4,67
3	6,00	2,01	3,00	5,93	1,29	4,60	10,0	2,38	4,20	20,5	5,15	3,90
4	4,91	1,96	2,50	4,02	1,24	3,25	8,0	2,31	3,47	17,0	5,00	3,40
5	4,00	1,69	2,14	3,54	1,20	2,958	7,2	2,26	3,19	14,0	4,60	3,05
6	3,50	1,57	2,10	3,06	1,16	2,63	6,3	2,21	2,85	11,15	4,16	2,68
7	3,05	1,39	2,19	2,62	1,08	2,42	5,50	2,12	2,73	9,0	3,66	2,46
8	2,62	1,19	2,22	—	—	—	5,25	1,98	2,65	8,10	3,40	4,97
9	1,84	0,90	2,15	—	—	—	4,95	1,90	2,60	7,00	3,05	2,40
10	—	—	—	—	—	—	—	—	—	6,18	2,67	2,25

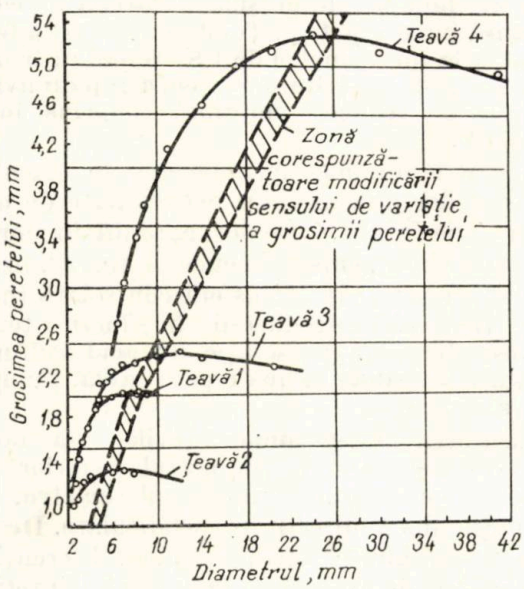


Fig. 2. Variația grosimii peretelui în funcție de diametru la țevi cu diferite grosimi de perete.

Analizînd aceste diagrame se constată că, indiferent de grosime, țevile suferă inițial o îngroșare pentru ca apoi să se subțieze prezentînd un punct de inflexiune, respectiv un maxim la o valoare a diametrului cu atît mai mare, cu cît grosimea peretelui este mai mare. Punctul în care modificarea grosimii peretelui își schimbă sensul, adică în care trece de la îngroșare la subțiere, corespunde unui raport dintre diametrul și grosimea peretelui de $4{,}85 \pm 0{,}15$. Re-

imaginat o reprezentare grafică (fig. 3) în care în ordonată s-a figurat grosimea (procentuală) a țevii, iar în abscisă, raportul D/S.

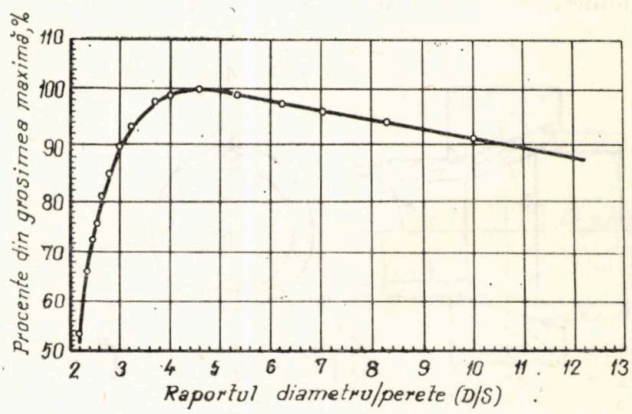


Fig. 3. Variația (procentuală) a grosimii peretelui țevii în cursul tragerii la gol, exprimată în coordonate carteziene.

În mod convențional grosimea corespunzătoare unui raport D/S egal cu 4,85 a fost notată cu 100 %. Analizînd această diagramă rezultă că în medie prin micșorarea raportului D/S cu o unitate are loc o creștere a grosimii de perete cu 2 %. Pentru rapoarte D/S de la 4,85 la 3 peretele se subțiază cu aproximativ 10 %, iar pentru rapoarte sub 3 subțierea este mult mai rapidă. Pentru a putea urmări mai ușor variația grosimii pereților în domeniul rapoartelor D/S mici (în special sub 4) diagrama variației procentuale a grosimii peretelui în funcție

de raportul D/S a fost reprezentată în figura 4 și în coordonate semilogaritmice.

Diagramele prezentate în figurile 3 și 4 permit calcularea variației grosimii peretelui țevii în cursul tragerii la gol pentru oricare schemă de deformare. De exemplu, se pune problema stabilirii modului în care se modifică grosimea peretelui la tragerea la gol a unei țevi de Ø 30 ×3 pînă la un diametru de 6 mm. Făcînd raportul D/S se obține o valoare egală cu 30/3 = 10. Pînă la un raport de 4,85 îngroșarea (fig. 3 și 4) este de 9%. Rezultă deci că grosimea maximă a țevii va fi egală cu $3 + 0{,}009 \cdot 3 = 3{,}27$ mm. Această grosime corespunde unui diametru egal cu 4,85 ×3,27 mm= = 15,8 mm. În continuare, pentru determinarea variației grosimii peretelui la tragere pînă la Ø 6,0 mm se aplică metoda aproximărilor succesive. Ca primă aproximare se alege un raport D/S egal cu 2,5 căruia îi corespunde o grosime a peretelui egală cu 7,1% din valoarea inițială adică devine egală cu $0{,}71 \times 3{,}28 = 2{,}33$ mm. Acestei grosimi îi corespunde un diametru egal cu $2{,}33 \times 2{,}5 = 5{,}7$ mm. Deoarece $5{,}7 < 6{,}0$ mm în cea de-a treia aproximare se alege o valoare a raportului D/S cu ceva mai mare, de exemplu 2,55 (fig. 4). Din figura 4 rezultă că în acest caz grosimea peretelui devine $0{,}725 \times 3{,}28 = 2{,}38$ mm, iar acesteia îi corespunde un diametru egal cu $2{,}38 \times 2{,}5 = 6{,}06$ mm. Rezultă deci că la diametrul de 6 mm grosimea peretelui va fi de circa 2,4 mm. Utilizarea acestei metode, a aproximărilor succesive, în cîteva încercări, face posibilă rezolvarea oricărei probleme de acest fel.

În alte cazuri întîlnite în practică se pune problema stabilirii dimensiunilor eboșelor pentru obținerea prin tragerea la gol a unor țevi de anumite dimensiuni date.

Astfel, cu titlu explicativ se poate pune problema dimensiunii eboșelor pentru obținerea

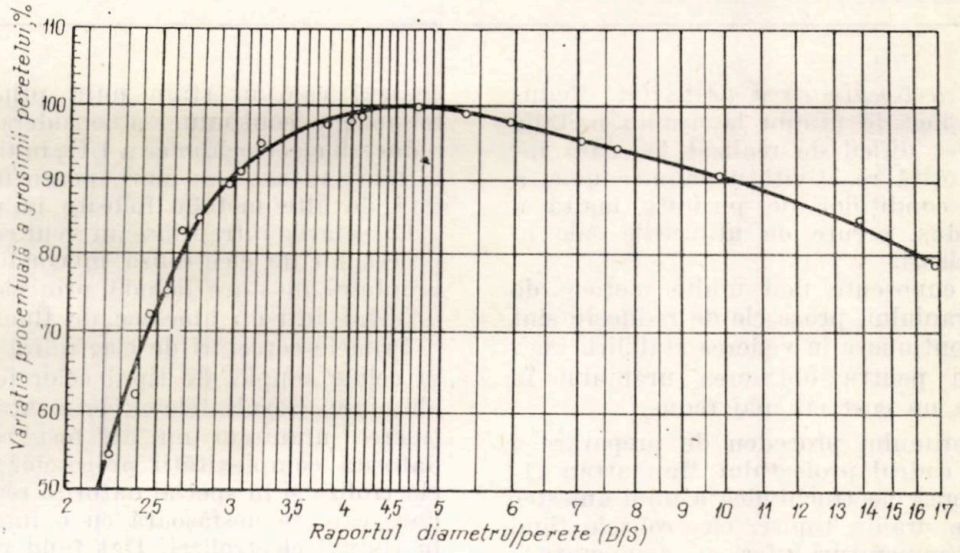


Fig. 4. Variația (procentuală) a grosimii peretelui țevii în cursul tragerii la gol, exprimată în coordonate semilogaritmice.

țevilor cu diametru de 6 mm și cu grosimea de perete de 2 mm. În acest scop în primul rînd se face raportul D/S a cărui valoare este egală cu 3.

Din diagrama din figura 4 rezultă că prin tragere de la $D/S = 4{,}85$ pînă la D/S egal cu 3 țeava se subțiază cu 9,5%, deci la $D/S = 4{,}85$ grosimea țevii va fi $2 + 0{,}095 \cdot 2 = 2{,}19$ mm. Acesteia îi corespunde un diametru egal cu $4{,}85 \times 2{,}19 = 9{,}61$ mm. Se poate deci afirma că pentru obținerea țevii 6×2 poate fi utilizată orice eboșă care la diametrul de 9,61 mm are sau ajunge la grosimea de 2,19 mm.

Concluzii

— Din cercetările efectuate a rezultat că în cursul tragerii fără dop (la gol) țevile suferă o modificare continuă a grosimii pereților. Pentru rapoarte dintre diametru și grosimea peretelui D/S sub 4,85 țevile se îngroașă, în timp ce la rapoarte mai mici se subțiază.

— Pentru a putea determina prin calcul variația grosimii pereților prin tragere la gol s-au întocmit diagrame care acoperă practic întreaga gamă de țevi trase la rece.

BIBLIOGRAFIE

[1] Perlin I. L. și Ermac M. Z. *Teoria volocenia.* Moscova, Izdatelstvo, Metallurghice, 1971.

Obținerea uraniului metalic în stare lichidă prin electroliza UO_2 dizolvat într-un amestec de fluoruri topite

Dr. ing. N. Petrescu, ing. Elisabeta Nicoloiu,
fiz. Lucia Ganovici
Centrul de chimie fizică—București

CZ 669.822

Reducerea electrochimică a uraniului. Reducerea compușilor de uraniu la uraniu metalic este un proces dificil de realizat la scară industrială datorită reactivității chimice mari a uraniului și condițiilor de puritate înaltă a metalului redus, cerute de utilizările sale în reactorii nucleari.

Deși sînt cunoscute mai multe metode de obținere a uraniului, procesele de reducere sînt studiate în continuare în vederea stabilirii unor procedee noi pentru obținerea uraniului în stare pură la un cost cît mai redus.

La baza primului procedeu de preparare a uraniului în cadrul proiectului Manhattan [1] a stat reducerea electrochimică a unui amestec de cloruri de uraniu topite, electrolizele fiind efectuate la temperaturi inferioare temperaturii de topire a uraniului, astfel încît acesta era obținut în stare solidă sub forma unor depozite dendritice. În aceste condiții metalul redus era impurificat cu săruri din electrolitul folosit. Separarea uraniului de săruri necesită măcinarea și spălarea repetată a depozitului de dendrite, operații laborioase care, împreună cu faza topirii pulberii de uraniu astfel obținute, duceau la scumpirea procesului.

Procedeul care se folosește în prezent la prepararea uraniului metalic pe scară industrială constă în reducerea metalotermică a tetrafluorurii de uraniu cu magneziu sau calciu [2], [3].

Deși avantajos față de procedeul Manhattan prin faptul că permite obținerea uraniului metalic în stare compactă, procedeul reducerii metalotermice are și el o serie de dezavantaje legate de necesitatea transformării oxidului de uraniu în tetrafluorură de uraniu. Reducerea metalotermică la fel ca și metodele descrise la reducerea electrochimică reprezintă un procedeu discontinuu, fapt care sporește costul extragerii metalului.

Cercetările ulterioare privind găsirea unor procedee noi au revenit la ideea preparării electrolitice a uraniului [4], [5], [6] prin reducerea oxidului său dizolvat într-un amestec de săruri topite, la temperaturi mai mari decît temperatura de topire a uraniului (1 133°C).

Avînd în vedere succesele obținute în dezvoltarea metodelor de extragere a metalelor prin reducerea electrochimică din electroliți de săruri topite, precum și costul redus al energiei electrice și posibilitatea obținerii uraniului pe această cale în stare pură printr-un proces tehnologic continuu, s-a considerat că metoda reducerii electrochimice a UO_2 în fluoruri topite, la temperaturi mai mari, poate fi avantajoasă față de alte metode folosite în prezent.

Cercetările întreprinse au avut ca scop studiul procesului de electroliză în condițiile obținerii uraniului în stare lichidă prin electroliza UO_2 dizolvat într-un amestec de fluoruri topite.

Primele cercetări de electroliză s-au efectuat în celule simple, de tipul celor folosite pentru aluminiu. Rezultatele experimentale pentru obținerea uraniului nu au fost cele așteptate datorită complexității proceselor care însoțesc electroliza și în special datorită reacțiilor secundare care se desfășoară cu o intensitate mare în timpul electrolizei. Dat fiind rolul reacțiilor secundare în mecanismul electrolizei, s-a căutat să se influențeze ponderea lor prin modificarea geometriei celulei. Studiile efectuate în acest scop, împreună cu studiul influenței compoziției electrolitului, densității de curent și a temperaturii asupra randamentului de curent au furnizat elementele pe baza cărora s-au stabilit condiții ce pot fi aplicate într-un proces care să decurgă la scară industrială.

Procesul de reducere electrochimică a UO_2 poate fi reprezentat prin transportul și descărcarea la electrozi a ionilor de U^{4+} și O^{2-} produși prin solubilizarea UO_2 în electrolit, conform reacțiilor :

$$\text{la catod : } U^{4+} + 4e^- \rightarrow U \qquad (1)$$

$$\text{la anod : } O^{2-} - 2e^- \rightarrow 1/2\ O_2$$

$$C + 1/2\ O_2 \rightarrow CO \qquad (2)$$

Se cunosc sau se pot presupune o serie de reacții secundare la electroliza uraniului. Unele din acestea sînt datorate ușurinței cu care uraniul trece dintr-o stare de valență în alta. Se poate presupune că ionii de uraniu rezultați din disociere suferă la catod o reducere în două trepte :

$$U^{4+} + 1e^- \rightarrow U^{3+} \qquad (3)$$

$$U^{3+} + 3e^- \rightarrow U \qquad (4)$$

Ionii de U^{3+} pot exista în echilibru cu uraniul topit însă transportul ionilor U^{3+} pe o cale oarecare de la catod la anod duce la reoxidarea lor :

$$U^{3+} \rightarrow U^{4+} + 1e^- \qquad (5)$$

Reacţiile ciclice de oxidare şi reducere a ionilor de uraniu tri- şi tetravalent provoacă un consum neproductiv de curent şi duc la micşorarea randamentului de curent.

Un alt exemplu de reacţii secundare sînt reacţiile inverse ale uraniului redus cu UF_4 sau CO :

$$U + 3\,UF_4 \rightarrow 4\,UF_3 \qquad (6)$$

$$U + 2\,CO \rightarrow UO_2 + 2C \qquad (7)$$

Dacă reacţia cu UF_4 nu micşorează direct randamentul de curent în sensul că ionii de U^{3+} se formează întotdeauna la reducerea uraniului, ea reprezintă totuşi o pierdere de UF_4 şi creează posibilităţi de reoxidare a ionilor U^{3+} la anod, cu micşorarea randamentului de curent. Reacţia uraniului topit cu CO reprezintă întotdeauna o micşorare a randamentului de curent.

Influenţa construcţiei celulei şi electrozilor asupra proceselor de electroliză. Primele încercări de electroliză a uraniului au fost efectuate în celule de grafit cu un electrod central din grafit ca anod, pereţii celulei avînd rolul de catod (fig. 1, *a*). Uraniul topit era colectat la baza celulei. Cu acest tip de celule, folosite cu succes la extragerea aluminiului, s-a determinat în ce măsură poate fi stabilită o analogie între electroliza Al_2O_3 dizolvat într-un amestec de fluoruri topite şi obţinerea uraniului prin electroliza UO_2 dizolvat, de asemenea, în fluoruri topite. Diferenţele dintre cele două tehnologii au apărut evidente încă de la primele experimentări ca urmare a unor proprietăţi fizico-chimice diferite ale sărurilor celor două metale şi posibilităţii unor mecanisme diferite ale procesului. O primă cauză care creează inconveniente la utilizarea electrolizorului de tip Hall o constituie densitatea mai mare a UO_2 în raport cu electrolitul. Această proprietate, împreună cu solubilitatea mult mai mică a UO_2 în fluoruri topite în comparaţie cu solubilitatea Al_2O_3 în electrolitul de fluoruri, face ca în condiţiile experimentale descrise uraniul rezultat să fie impurificat cu UO_2.

Posibilitatea de reacţie a uraniului topit cu oxidul de uraniu, a cărui stoechiometrie diferă în general de formula UO_2, determină o oxidare superficială a picăturilor de uraniu, cu pierderea completă a proprietăţilor de coalescenţă. Pentru eliminarea acestui dezavantaj există posibilitatea încorporării UO_2 în anozi, într-o cantitate proporţională cu participarea la electroliză a UO_2 şi a masei de carbon care se consumă, astfel încît să nu rezulte un surplus de UO_2 care să cadă din anod şi să vină în contact cu uraniul topit.

Experienţele s-au efectuat în celule de tip Hall prevăzute atît cu anod de grafit (fig.1, *a*), cît şi cu anod constituit din amestec de masă carbonoasă şi UO_2 (fig. 1, *b*). Electrolitul folosit pentru dizolvarea UO_2 a avut compoziţia : 60% BaF_2 +10% LiF +30% UF_4. Temperatura electrolizelor a fost de 1 180—1 250°C, iar densitatea anodică de curent a fost de 0,8—1,3 A/cm².

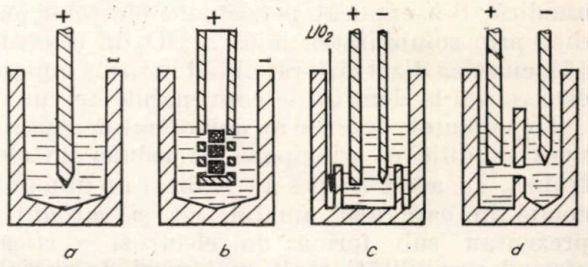


Fig. 1. Celulele de electroliză experimentate :
a — celulă de tip Hall ; *b* — celulă de tip Hall cu anozi formaţi din amestec UO_2 — carbon ; *c* — celulă cu diafragmă circulară din grafit şi electrozi verticali ; *d* — celulă cu diafragmă verticală din grafit şi electrozi verticali.

Experienţele de electroliză cu celula din figura 1, *a*, cu anod de grafit au permis cunoaşterea influenţei diferitelor elemente caracteristice ale sistemului asupra procesului. Astfel, solubilitatea redusă a UO_2 în electrolit a avut ca rezultat producerea a numeroase efecte anodice, iar existenţa unor reacţii secundare micşora deseori randamentul de curent al electrolizei pînă la valori mai mici de 10%.

O explicaţie a randamentelor mici de curent se poate formula pe baza caracteristicilor celulei utilizate care, avînd o suprafaţă catodică mare în raport cu suprafaţa anodică, favoriza formarea şi menţinerea unor cantităţi mari de ioni U^{3+} în apropierea catodului şi, în funcţie de prezenţa acestora, favoriza probabilitatea reacţiilor ciclice (3) şi (4).

Experienţele efectuate cu anozi cu UO_2 încorporat trebuiau, în principiu, să remedieze cel puţin o parte din dificultăţile apărute în experienţele cu anod de grafit. Astfel, UO_2 este adus în imediata vecinătate a anodului (fig. 1,*b*), avînd posibilitatea să se dizolve în regiunea în care ionii de oxigen se descarcă, iar oxigenul atomic este consumat prin reacţia cu carbonul. Prin dizolvarea UO_2 ionii nou daţi pot alimenta continuu electroliza, micşorînd numărul efectelor anodice. Mecanismul complex al acestei electrolize pretinde asigurarea unei compoziţii stricte a anodului, bazată pe cantitatea exactă de carbon necesară dizolvării unei noi porţiuni din UO_2 care prin electroliză şi reacţie să continue procesul.

Avînd în vedere că orice nerespectare a condiţiilor stoechiometrice produce perturbări ale procesului de electroliză s-a variat compoziţia şi modul de preparare a masei anodice. Masa anodică s-a obţinut prin pastilarea la cald a unui amestec de carbon şi UO_2, utilizînd ca liant smoala. Pastilele calcinate la 1 100°C timp de 6 h au fost introduse într-un recipient de grafit perforat (fig 1, *b*). Întrucît celula utilizată a avut un raport al suprafeţei catodului

și anodului asemănător cu cel al celulelor precedente, randamentul de curent nu a prezentat creșteri prea mari. Efectele anodice, a căror eliminare s-a urmărit, au fost prezente chiar și la folosirea unor mici excese de UO_2 în masa anodică. S-a explicat persistența efectelor anodice prin solubilitatea mică a UO_2 în electrolit [7], cinetica dizolvării rămînînd în urma cineticii electrolizei la densitățile convenabile de curent.

Experiențele descrise au demostrat necesitatea unor modificări principale ale celulei de electroliză. În acest scop s-au realizat un număr de celule în care atît anodul, cît și catodul se prezentau sub formă de electrozi verticali, oferind posibilități mult mai mari de variație a raportului dintre densitatea anodică și catodică de curent. De asemenea, s-a separat în noile celule spațiul destinat alimentării cu UO_2 de spațiul în care are loc colectarea uraniului topit (fig. 1, *c*). Randamentele de curent obținute cu aceste celule s-au situat în jurul valorii de 15%. Valorile reduse ale randamentului de curent s-au atribuit distanței mici dintre anod și catod care, fiind de numai 8 mm, favoriza reacțiile secundare.

Ținînd seamă de concluziile la care s-a ajuns în lucrările descrise s-a modificat construcția celulei urmărindu-se pe cît posibil eliminarea reacții lor ciclice secundare. Astfel, pentru a micșora transportul ionilor parțial reduși între anod și catod s-a separat spațiul anodic de spațiul catodic printr-o diafragmă de grafit (fig. 1, *d*). Legătura dintre cele două spații era permisă numai printr-un orificiu cu diametrul de 4 mm practicat în peretele diafragmei, la o distanță de 17 mm de la partea ei inferioară. Totodată s-a mărit distanța anod-catod la 26 mm. În aceste condiții s-au obținut rezultate satisfăcătoare; electrolizele s-au desfășurat fără efecte anodice și cu randamente de curent peste 20%.

Pe baza rezultatelor expuse s-a considerat convenabilă această ultimă soluție de construcție a celulei pentru electroliza uraniului, adoptînd-o în experiențele efectuate pentru stabilirea influenței parametrilor electrolizei asupra randamentului de curent.

Metoda experimentală utilizată la electroliza în celule cu diafragmă și electrozi verticali. Instalația pentru experiențele de electroliză (fig. 2) a constat, în principiu, din celula *3* cuprinsă într-o incintă de oțel rezistent la temperaturi înalte *1*, un sistem anodic și unul catodic care permiteau ridicarea și coborîrea electrozilor *6*, *7* în condiții de etanșeitate, sistemul de încălzire format dintr-un cuptor electric cu baghete de silită, sistemul de alimentare cu curent electric de la o baterie de acumulatori, aparatele de măsură a tensiunii și curentului, pompa de vid pentru evacuarea incintei și un sistem de purificare a argonului și menținerea unei presiuni constante în instalație.

Pregătirea unei experiențe consta din calcinarea în vid la 1 000°C a celulei și electrozilor, urmată de încărcarea în spațiul anodic a 20 g oxid de uraniu. În întreaga celulă se încărcau 250—300 g săruri, topite într-o operație anterioară, în atmosferă de argon. Electrolitul era constituit dintr-un amestec de fluorură de

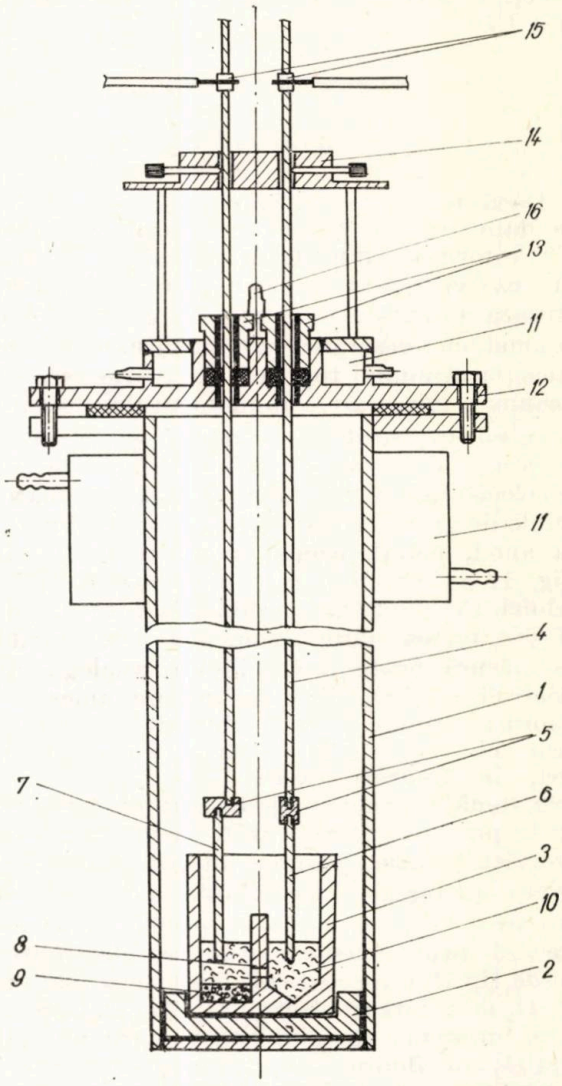


Fig. 2. Instalația folosită pentru obținerea uraniului prin electroliza UO_2 în celulă cu diafragmă verticală:

1 — retortă din oțel inoxidabil; *2* — suport ceramic al celulei; *3* — celula de electroliză; *4* — tije din oțel inoxidabil; *5* — piese de legătură din nichel; *6* — catod din grafit; *7* — anod din grafit; *8* — diafragmă verticală; *9* — oxid de uraniu; *10* — electrolit topit; *11* — sisteme de răcire cu apă; *12* — flanșă de închidere a retortei; *13* — treceri etanșe; *14* — dispozitiv de centrare pe verticală; *15* — contacte electrice; *16* — ștuțuri vid-argon.

uraniu, fluoruri de metale alcalino-pămîntoase și fluorură de litiu. Durata unei electrolize era, în general, de 60—70 min. După terminarea electrolizei electrozii erau ridicați din baie și, după răcire, instalația era deschisă și uraniul extras de la baza celulei.

Înaintea fiecărei electrolize s-a ridicat o curbă curent-tensiune în scopul stabilirii tensiunii de descompunere în montajul dat, precum și pentru stabilirea curentului maxim care permite decurgerea electrolizei fără efecte anodice. Ținînd seamă de adîncimea de imersie a anodului în electrolit era obținută, pe această

cale, densitatea de curent anodic la care se instalează efectul anodic.

În figura 3 este prezentată o curbă experimentală curent-tensiune, din care rezultă o valoare a tensiunii de descompunere la bornele celulei de 3,2 V mai mare decît valoarea teoretică

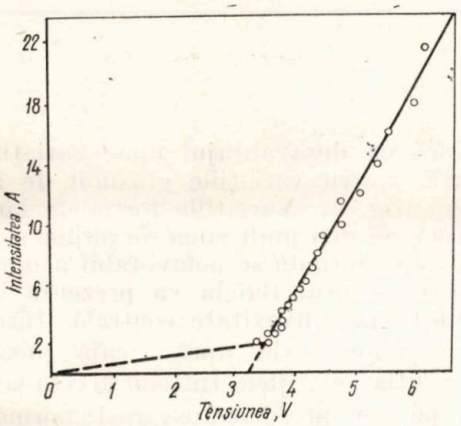


Fig. 3. Curba de variaţie a curentului în funcţie de tensiunea aplicată celulei de electroliză.

obţinută pentru UO_2 (2,13V) dar mai mică decît tensiunea de descompunere teoretică calculată pentru fluorurile celorlalte metale care constituie electrolitul.

Deoarece solubilitatea UO_2 în electrolit creşte cu temperatura apare avantajoasă alegerea temperaturii de lucru cît mai ridicate. Avînd însă în vedere dificultăţile legate de metodica experimentală şi mai ales de tehnologia industrială la lucrul în domeniul temperaturilor peste punctul de topire al uraniului, precum şi creşterea cu temperatura a curenţilor de convecţie care favorizează transportul ionilor U^{3+} la anod unde se reoxidează la U^{4+}, cu scăderea eficienţei curentului, s-a ales pentru experimentări un domeniu de temperatură cuprins între 1 180 şi 1 250°C. Randamente de curent maxime au fost obţinute la temperaturile de 1 180—1 200 °C.

Influenţa densităţii curentului anodic asupra randamentului de curent. S-au efectuat o serie de electrolize în celule cu diafragmă verticală, urmărindu-se influenţa variaţiei densităţii de curent anodic asupra randamentului de curent al electrolizei. Toate experienţele au fost făcute cu acelaşi electrolit avînd compoziţia: 65% BaF_2 + 10 % LiF + 25% UF_4.

Din rezultatele obţinute, prezentate în figura 4, se poate vedea că pînă la o densitate de 2 A/cm² şi în condiţiile existenţei în celulă a UO_2 nedizolvat, nu există riscul apariţiei efectelor anodice.

Provocîndu-se efecte anodice prin variaţia tensiunii de alimentare a celulei s-a observat, de asemenea, că pînă la 3 A/cm² este puţin probabilă formarea efectelor anodice. Acestea apar în schimb, frecvent, la densitatea anodică de 4 A/cm², valoare care, în experienţele efectuate, a rezultat ca densitatea de curent maximă cu care se poate lucra la electroliza uraniului. La densităţi mai mari de curent se obţin însă randamente de curent mici datorate, în parte, creşterii curenţilor de convecţie o dată cu creşterea densităţilor de curent, ceea ce duce la favorizarea reacţiilor ciclice secundare.

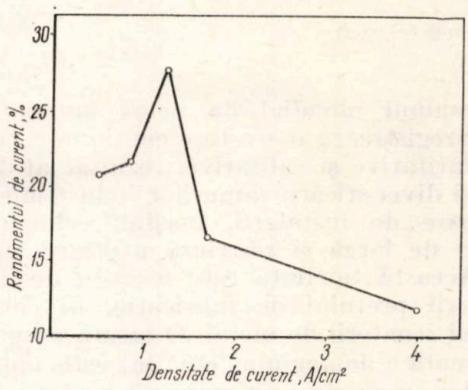


Fig. 4. Variaţia randamentului de curent în funcţie de densitatea de curent anodică, în celula cu diafragmă verticală.

La densităţi mici de curent, randamentul de curent prezintă, de asemenea, valori mici, care ar putea fi explicate într-o oarecare măsură prin pierderea de metal prin dizolvare şi difuzie, pierdere care, fiind constantă, este procentual mai mare cînd densitatea de curent scade, fiind raportată la o cantitate de metal depus mai redusă.

La o valoare a densităţii de curent de 1,2 A/cm², randamentul a atins o valoare maximă de 28%. S-a interpretat existenţa maximului în variaţia randamentului de curent şi mai ales modul de detaşare a acestui maxim faţă de restul valorilor randamentului de curent obţinute la alte densităţi de curent, propunîndu-se o explicaţie bazată pe gradul de stabilitate al ionilor complecşi formaţi în electrolit. Această problemă va fi tratată într-o lucrare viitoare, în care vor fi prezentate rezultatele privind influenţa compoziţiei electrolitului asupra randamentului de curent.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wilkinson W. D. *Uranium Metallurgy*, vol. 1, Intersci, Publishers, J. Wiley, New-York, 1962.

[2] Huet H. şi Lorrain Ch. *Magnesiothermal Process for the Preparation of Metallic Uranium*, Paris, Energ. Nucl. 9, 1967, p. 181—188.

[3] Diaz A. D., Beltran şi Sánchez. M.R.D.A.F. *Fabrication de Uranio Metal.* Madrid, Energia Nuclear, 77, 1972, p. 295—320.

[4] Niedrach L. W. şi Dearing B. E. J. Electrochem. Soc. 105, 1958, p. 353.

[5] Pipper R. D. şi Leifield R. F. Ind. Eng. Chem. Process Design Develop., 1, 1962, p. 208.

[6] Polson C. E., Kersteke D. G., Kato T. R., Trapp J. H. şi Rapp R. A. *A Conceptual Cell for Electrowinning Liquid Uranium.* Electrometallurgy and Electrical Furnace Symposium, Cleveland, Ohio, 1968.

[7] Varwig J. W. *Malinckrodt Chemical Works Report*, 1490, 1964.

Studiul și calculul deformării elastice a cajelor de laminare a benzilor

Ing. M. Guțu
Institutul politehnic—București
și
ing. S. Dîrlogea
Institutul de proiectări pentru laminoare — București

CZ 621.771.23.063.539.371

Consumul mondial de benzi laminate din oțel înregistrează o creștere continuă a cerințelor cantitative și calitative, rezultat al dezvoltării și diversificării ramurilor industriale constructoare de instalații, mașini, echipamente, bunuri de largă și restrînsă utilizare, aparate etc. Această tendință este însoțită de dorința reducerii prețului de fabricație, în condițiile sporirii scoaterii de metal. O latură cu pondere însemnată a domeniului enunțat este obținerea benzilor cu grosime cît mai uniformă pe lățime și lungime, în conformitate cu specificațiile. Grija pentru realizarea acestui deziderat privește deopotrivă laminarea la cald și la rece a benzilor.

Laminarea benzilor din oțel reclamă forțe deformatoare importante. Aceste forțe se transmit de la bandă întregii caje, prin intermediul cilindrilor de lucru, cilindrilor de sprijin, portlagărelor, șuruburilor de presiune, cadrelor. Pe acest lanț forțele se descompun ca apoi să se regăsească în elementele de fixare la fundație. Dacă în ipotezele teoretice cajele, respectiv componentele lor, enumerate mai sus, sînt admise rigide, realitatea obiectivă impune considerarea deformării lor elastice. Această deformare se traduce în final într-un surplus de salt al cilindrilor de lucru, care se adună la saltul poziționării inițiale. Suma lor reprezintă grosimea benzii la ieșirea din cajă. În cazul grosimilor mici deformarea elastică a cajei depășește grosimea benzii, ceea ce obligă la un salt inițial negativ, adică la o prestrîngere a cilindrilor, așa cum rezultă din diagrama lui Sims (fig. 1). În diagramă deformația elastică a cajei este redată prin dreapta înclinată din stînga, ilustrînd proporționalitatea directă între forța de laminare și surplusul de salt. Măsurătorile efectuate și relatate în literatură denotă o ușoară abatere de la aceste variații liniare în domeniul forțelor mici de laminare. Abaterea tinde să îndulcească panta dreptei, obligînd la salturi inițiale mai mici. În exploatarea curentă se poate trece însă peste acest amănunt.

Unghiul de înclinație a dreptelor de deformare elastică este indiciul rigidității cajei, un unghi mai mare reprezentînd o deformare elastică mai mică pentru aceeași forță de laminare. Desigur că din punctul de vedere al reglării saltului inițial este preferată caja dură. Ea vine însă cu dezavantajul unor variații mari de forță pentru variațiile grosimii de intrare a benzii (fig. 2). Variațiile forței de laminare afectează cel mai mult zona de mijloc a lățimii benzii, repercutîndu-se nefavorabil asupra profilului transversal. Banda va prezenta într-un asemenea caz convexitate centrală. Între cele două extreme (cajă dură — cajă moale) se alege soluția de mijloc. În felul acesta se poate conta pe un profil transversal normal, iar abaterile de grosime vor fi anulate prin instala-

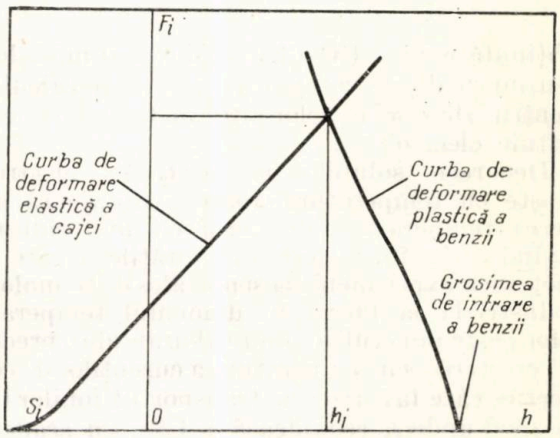


Fig. 1. Diagrama lui Sims.

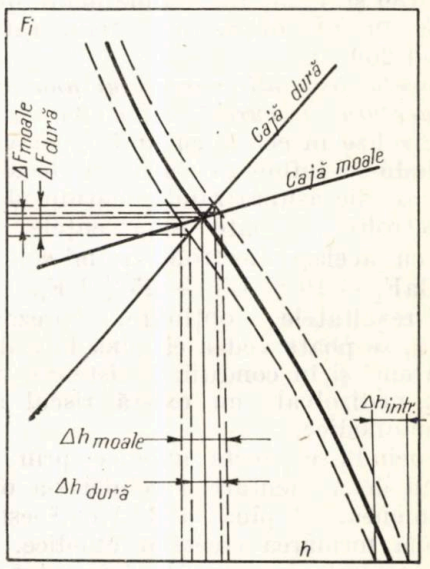


Fig. 2. Efectul rigidității cajelor.

rea sistemului de reglare automată a grosimii (sistemul AGC). De menţionat şi un al doilea avantaj al cajei moi: atenuarea efectului unor factori subiectivi în condiţiile funcţionării cu sistem de reglare automată. Un exemplu în acest sens este excentricitatea cilindrilor de lucru.

Unghiul de înclinaţie a dreptei de deformare elastică a cajei, exprimat matematic prin tangenta lui şi denumit în literatură modulul de rigiditate, se calculează cu expresia:

$$M_{cajă} = \frac{F_i}{h_i - s_i} = \frac{F_i}{\Delta l_{cajă}} \qquad (1)$$

unde:

F_i este forţa de laminare, tf;
h_i — grosimea de ieşire a benzii, mm;
s_i — saltul iniţial al cilindrilor, mm;
$\Delta l_{cajă}$ — deformarea elastică globală a cajei, mm.

Valoarea lui M în tf/mm reprezintă deci forţa necesară realizării unei deformări elastice globale a cajei de 1 mm, măsurată în secţiunea de ieşire a benzii din zona de deformaţie. Caja fiind un ansamblu de componenţe obligă la determinarea deformării, respectiv modulului de rigiditate al fiecărui element în parte.

Deformarea elastică a componentelor poate avea loc prin întinderi sau refulări. În ambele cazuri se pleacă de la legea lui Hook:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad \text{sau} \quad \frac{F_i}{A} = E \cdot \frac{\Delta l}{l_0} \qquad (2)$$

unde:

E este modulul de elasticitate al lui Young, tf/m²;
A — secţiunea componentei, m²;
Δl — deformarea elastică a componentei, mm;
l_0 — lungimea iniţială a componentei, în direcţia deformării, mm.

Modulul de rigiditate al componentei respective rezultă:

$$M = \frac{F_i}{\Delta l} = \frac{A \cdot E}{l_0} \qquad (3)$$

Relaţia de calcul (3) se aplică pentru stîlpii cadrului care se alungesc şi pentru şuruburile de presiune, rulmenţii axiali pe care calcă şuruburile şi pentru portlagărele cilindrilor de sprijin care cu toţii se comprimă. Figura 3 redă traiectul forţelor de laminare dintr-un cadru. Calculul deformării elastice, respectiv al modulului de rigiditate al cajei trebuie să ia în consideraţie şi deformarea cilindrilor de lucru şi de sprijin. Deformarea aceasta este complexă şi literatura indică păreri controversate. În prezenta lucrare s-a pornit de la ideea evaluării deformării elastice maxime, ceea ce a situat calculele la limita cea mai defavorabilă. În acest sens s-au considerat ca distincte şi simultane următoarele deformări:

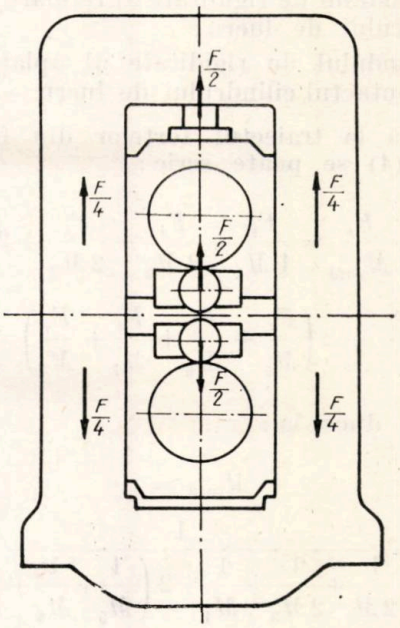


Fig. 3. Traiectul forţei prin cajă.

— săgeata de încovoiere a cilindrilor de sprijin, compusă din săgeata datorată momentelor încovoietoare şi din săgeata datorată forţelor tăietoare;
— aplatizarea la contactul cilindru de lucru — cilindru de sprijin;
— refularea cilindrilor de lucru sub acţiunea forţelor uniform distribuite;
— aplatizarea cilindrilor de lucru în contact cu laminatul.

Controversele menţionate mai sus sînt generate de opinia paralelismului unor deformări, cum ar fi aplatizările şi refularea cilindrilor de lucru. Calculul celor patru deformări a condus la determinarea de fiecare dată a unei valori Δl care, înlocuită în (3), permite evaluarea modulului respectiv de rigiditate.

Compilarea modulelor individuale de rigiditate se fondează pe însumarea deformărilor componentelor în relaţia:

$$\Delta l_{cajă} = \Sigma \Delta l \qquad (4)$$

Notînd cu:

M_1 — modulul de rigiditate al stîlpului cadrului;
M_2 — modulul de rigiditate al şurubului de presiune;

M_3 — modulul de rigiditate al rulmentului axial;

M_4 — modulul de rigiditate al portlagărului cilindrului de sprijin;

M_5 — modulul de rigiditate al cilindrului de sprijin supus la încovoiere;

M_6 — modulul de rigiditate al aplatizării la contactul cilindrilor de lucru și sprijin;

M_7 — modulul de rigiditate al refulării cilindrului de lucru;

M_8 — modulul de rigiditate al aplatizării la contactul cilindrului de lucru — laminat

raportată la traiectul forțelor din figura 3, relația (4) se poate scrie:

$$\Delta l_{cajă} = \frac{F_i}{M_{cajă}} = \frac{F_i}{4M_1} + \frac{F_i}{2M_2} + \frac{F_i}{2M_3} + 2\cdot\frac{F_i}{2M_4} + 2\left(\frac{F_i}{M_5} + \frac{F_i}{M_6} + \frac{F_i}{M_7} + \frac{F_i}{M_8}\right) \quad (5)$$

ceea ce duce la:

$$M_{cajă} = \frac{1}{\frac{1}{4M_1} + \frac{1}{2M_2} + \frac{1}{2M_3} + \frac{1}{M_4} + 2\left(\frac{1}{M_5} + \frac{1}{M_6} + \frac{1}{M_7} + \frac{1}{M_8}\right)} \quad (6)$$

Modulele individuale M_1, M_2, M_3 și M_4 se calculează cu relația (3), partea a doua. Pentru modulele M_5, M_6, M_7 și M_8 se utilizează relația (3), partea întîi, astfel:

— Încovoierea cilindrilor de sprijin se exprimă în conformitate cu ipotezele lui Castigliano prin săgeata datorată momentelor încovoietoare:

$$\Delta l_5' = \frac{F_i}{6\pi E\cdot D_s}\, 4\cdot\left[8L^3 - 4LB^2 + B^3 + 64\, l^3\cdot\left(\frac{D_s^4}{d_s^4} - 1\right)\right] \quad (7)$$

și săgeata datorată forțelor tăietoare:

$$\Delta\, l_5'' = \frac{F_i}{\pi G\cdot D_s^2}\cdot\left[L - \frac{B}{2} + 2l\cdot\left(\frac{D_s^2}{d_s^2} - 1\right)\right] \quad (8)$$

unde D_s este diametrul tăbliei cilindrului de sprijin, m;

d_s — diametrul fusurilor cilindrului de sprijin, m;

L — distanța între mijloacele fusurilor, m;

l — distanța mijloc fus — margine tăblie, m;

G — modulul de elasticitate transversală, tf/mm² $\left(G = \frac{E}{2(1+\nu)}, \nu = 0{,}33$ constanta lui Poisson$\right)$ (fig. 4);

B — lățimea benzii, m.

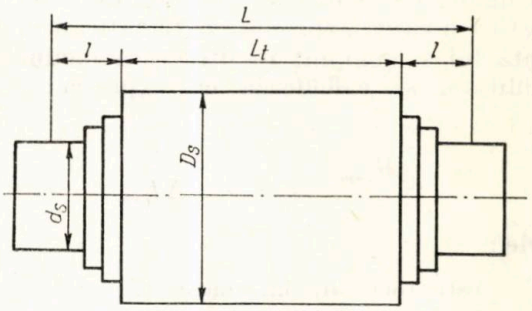


Fig. 4. Cilindrul de sprijin.

Rezultă modulele:

$$M_5' = \frac{6\pi E D_s^4}{8L^3 - 4LB^2 + B^3 + 64l^3\left(\frac{D_s^4}{d_s^4} - 1\right)} \quad (9)$$

și

$$M_5'' = \frac{\pi G D_s^2}{L - \frac{B}{2} + 2l\left(\frac{D_s^2}{d_s^2} - 1\right)} \quad (10)$$

iar modulul M_5, în urma însumării săgeților

$$M_5 = \frac{M_5'\cdot M_5''}{M_5' + M_5''} \quad (11)$$

Aplatizarea la contactul cilindru de lucru — cilindru de sprijin rezultă din [1]:

$$\Delta l_6 = \frac{F_i}{\frac{L_t + B}{2}}\cdot\frac{2(l-\nu^2)}{\pi E}\cdot\left\{ln\left[\frac{4(R+R_s)}{F_i\cdot k_1\cdot k_2}\right] - 1\right\} \quad (12)$$

unde

L_t este lungimea tăbliei, m;

R_s — raza tăbliei cilindrului de sprijin, m;

R — raza cilindrului de lucru, m;

k_1 și k_2 — constante calculabile cu

$$k_1 = \frac{l}{\frac{L_t + B}{2}} \text{ și } k_2 = \frac{2(l-\nu^2)}{\pi E} \quad (13)$$

În relațiile (13) E se ia în kgf/m².

Rezultă modulul:

$$M_6 = \frac{1}{k_1 \cdot k_2 \left\{ \ln \left[\frac{4(R + R_s)}{F_i \cdot k_1 \cdot k_2} \right] - 1 \right\}} \quad (14)$$

— Refularea cilindrului de lucru se exprimă cu ajutorul relației lui Fazan [2]:

$$\Delta l_7 = \frac{4F_i}{\pi E L_t} \cdot \left\{ (1 - \nu^2) \cdot \ln \left[\frac{R + k_3}{R - k_3} \right] - (1 - \nu - 2\nu^2) \frac{k_3}{2R} \right\} \quad (15)$$

unde constanta $k_3 = R \cdot \sqrt{1 - \frac{4k_4}{2R + k_4}}$ (16)

și constanta k_4 pentru oțel:

$$k_4 = 1{,}025 \cdot 10^{-2} \cdot \sqrt{\frac{F_i \cdot R}{L_t}} \quad (17)$$

În relația (17) F_i se ia în kgf, iar în relația (16) R se ia în mm.

Modulul este:

$$M_7 = \frac{\pi E L_t}{4 \left\{ (1-\nu^2) \cdot \ln \left[\frac{R + k_3}{R - k_3} \right] - (1 - \nu - 2\nu^2) \cdot \frac{k_3}{2R} \right\}} \quad (18)$$

— Aplatizarea cilindrului de lucru în contact cu laminatul se determină cu relația lui Hitchcock:

$$\Delta l_8 = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{1 - \nu^2}{E} \cdot \frac{F_i}{B} \cdot \ln \frac{2R'}{l'_c} \quad (19)$$

unde R' este raza arcului de contact aplatizat, m, și se determină cu:

$$R' = R \left(1 + \frac{k_5 \cdot F_i}{B \cdot \Delta h} \right) \quad (20)$$

constanta k_5 fiind: $k_5 = \frac{16}{\pi} \cdot \frac{1 - \nu^2}{E}$ (21)

și l'_c — lungimea arcului de contact aplatizat, m, și se determină cu:

$$l'_c = \sqrt{R' \cdot \Delta h} \quad (22)$$

Δh — reducerea pe trecere, m.

Modulul este:

$$M_8 = \frac{\pi E B}{2(1 - \nu^2) \ln \frac{2R'}{l'_c}} \quad (23)$$

Pentru ilustrarea în cifre s-a aplicat modelul de calcul descris mai sus unei caje din trenul continuu al unui laminor de benzi la rece. Datele inițiale de calcul sînt următoarele:

$E = 2 \cdot 10^6$ tf/m² (valoarea medie pentru toate componentele)

$G = 0{,}775 \cdot 10^7$ tf/m²;

$l_{0\ stilp} = 5\,580$ mm;

$A_{stilp} = 0{,}657$ m² (0,9 × 0,73);

$l_{0\ surub} = 617$ mm (situația cea mai defavorabilă cu cilindrii uzați la limită; $l_{0\ surub}$ cuprinde și jumătate din piulița de presiune, cealaltă jumătate considerîndu-se lungimea de încastrare a șurubului și deci rigidă).

$A_{surub} = 0{,}188$ m² $\left(\frac{\pi}{4} \times 0{,}49^2 \right)$;

$l_{0\ rulment} = 0{,}22$ m;

$A_{rulment} = 0{,}349$ m² $\left(\frac{\pi}{4} \times 0{,}65^2 \right)$;

$l_{0\ portlagar} = 0{,}4$ m;

$A_{portlagar} = 1{,}19$ m² (0,7 × 1,7);

$D_s = 1{,}45$ m (valoare medie);

$D = 0{,}54$ m (uzat la limită);

$R_s = 0{,}725$ m;

$R = 0{,}27$ m;

$L = 2{,}73$ m;

$L_t = 1{,}68$ m;

$l = 0{,}525$ m;

$d_s = 0{,}9$ m;

$B = 1{,}1$ m;

$F_i = 800$ tf;

$\Delta h = 0{,}7$ mm.

Forța de laminare F_i și reducerea Δh sînt valori medii de lucru.

Înlocuind aceste date în relațiile (3), partea a doua (9), (10), (11), (13), (14), (16), (17), (18), (20), (21), (22) și (23) rezultă:

$M_1 = 2\,360$ tf/mm; $M_2 = 6\,100$ tf/mm;

$M_3 = 33\,200$ tf/mm; $M_4 = 59\,500$ tf/mm;

$M_5 = 8\,400$ tf/mm; $M_5'' = 6\,200$ tf/mm; $M_5 = 3\,140$ tf/mm; $k_1 = 0{,}72$; $k_2 = 0{,}283 \cdot 10^{-7}$; $M_6 = 4\,330$ tf/mm; $k_4 = 3{,}78$; $k_3 = 265$; $M_7 = 6\,600$ tf/mm; $k_5 = 2{,}27 \cdot 10^{-7}$; $R' = 0{,}34$ m; $l_c' = 0{,}0152$ m; $M_8 = 9\,800$ tf/mm.

Cele opt module individuale se introduc în relaţia (6) şi rezultă modulul de rigiditate al cajei:

$$M_{cajă} = 547{,}885 \text{ tf/mm}$$

Valoarea obţinută situează caja în domeniul cajelor moi, dacă se ţine seamă de modulele care ajung pînă la 1 000 tf/mm. Ea denotă că benzile laminate la rece asigură în acest caz o planeitate bună dar condiţionează livrarea de benzi laminate la cald cu uniformitate cît mai avansată a grosimii pe întreaga lungime.

Un exemplu concret lasă să se tragă o serie de concluzii. În caja a 5-a a laminorului tandem s-a măsurat o forţă de laminare de 700 tf pentru o bandă cu grosimea de ieşire de 0,6 mm. Din relaţia (1) rezultă pentru un regim de laminare cu viteză constantă deformarea elastică a cajei $\Delta l_{cajă} = 1{,}28$ mm şi saltul iniţial, care se impune, $s_i = -0{,}68$ mm, deci prin presarea cilindrilor. În deformarea totală elastică de 1,28 mm ponderile diferitelor piese componente ale cajei sînt după cum urmează:

— stîlp	0,0740 mm	—5,2%;
— şurub de presiune	0,0575 mm	—5,1%;
— rulment axial	0,0105 mm	—0,8%;
— portlagăr	0,0180 mm	—1,4%;
— încovoiere cilindru sprijin	0,4400 mm	—34,5%;
— aplatizare contact cilindru lucru — cilindru sprijin	0,3240 mm	—25,1%;
— refulare cilindru lucru	0,2140 mm	—16,7%;
— aplatizare contact laminat—cilindru lucru	0,1420 mm	— 11,2%;
	1,2800 mm	— 100,0%

Participarea importantă în deformarea elastică a cajei şi în efectul ei asupra grosimii benzii o au în mod evident cilindrii. Această preponderenţă este augmentată suplimentar de ipoteza făcută anterior, prin care se admite existenţa independentă a celor patru acţiuni —încovoiere, refulare şi două aplatizări—asupra cilindrilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Reihlen H., Funke P. şi Jung H. *Untersuchungen zur Bauweise von Vierwalzen — Kaltwalzgerüssten.* Stahl und Eisen, 6 oct., 1966, p. 1273.

[2] Pawelski O. şi Schroeder H. *Walztechnische Untersuchungen an der Umkehr — Vorstrasse einer Warmbreitbandstrasse.* Stahl und Eisen, 27 iun., 1968, p. 689. Stahl und Eisen, 6 oct., 1966, p. 1273.

Dr. ing. D. M. Ştefănescu
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini—Bucureşti

Cercetări privind turnarea pieselor cu pereţi subţiri din fontă cu grafit nodular în amestecuri crude (I)

CZ 621.74 :669.131.7

Obţinerea pieselor cu pereţi subţiri (cu grosimi de 3—5 mm) din fontă cu grafit nodular reprezintă una dintre cele mai complexe şi mai importante probleme legate de folosirea acestui tip de fonte pentru turnarea pieselor pentru construcţia de maşini. Problemele care apar la turnarea acestor categorii de piese sînt legate de fluiditatea fontelor, tendinţa lor ridicată de albire şi de apariţie a defectelor (sufluri, incluziuni). De asemenea trebuie asigurate anumite combinaţii de proprietăţi mecanice, preferabil direct din turnare, fără a se mai recurge la tratamente termice.

Pentru realizarea acestor cerinţe turnătorul poate acţiona prin intermediul următorilor parametri: compoziţia chimică a fontei elaborate, temperaturile de elaborare-modificare-turnare, tratamentul în stare lichidă (compoziţia prealiajelor şi modificatorilor, succesiunea operaţiilor), tratamentul termic, amestecul de formare şi sistemul de alimentare. Corelaţiile care există între diferiţii parametri prezentaţi şi cerinţele impuse fontelor cu grafit nodular ce se toarnă în piese cu pereţi subţiri rezultă din figura 1.

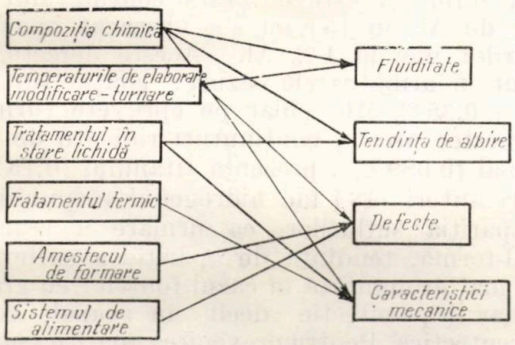


Fig. 1. Corelaţia dintre principalii parametri care influenţează tehnologia la turnarea fontelor.

În principiu pentru fontele cu grafit nodular turnate în piese cu grosimi de pereţi uzuale (10 — 30 mm) se recomandă un carbon echivalent de 4,35 — 4,65 % [1]. O dată cu creşterea carbonului echivalent al fontei are loc o creştere semnificativă a numărului de nodule de grafit [2]. Un număr ridicat de nodule este însoţit de o proporţie mare de nodule sferoidale, în timp ce un număr scăzut de nodule, în aceeaşi secţiune, duce la apariţia formelor de grafit nesferoidale şi la apariţia carburilor în masa metalică de bază. Pentru piesele cu pereţi subţiri se recomandă însă conţinuturi de carbon echivalent mai ridicate. Astfel după [3] mărirea conţinutului de siliciu la 3,0 — 3,2 % (prin postmodificare cu FeSi 75 ; max. 0,9 % Si adăugat) la o fontă cu grafit nodular cu 3,75 — 3,85 %C (C_{ech} = 4,75 — 4,92) a dus la eliminarea cementitei libere în pereţii cei mai subţiri (3 — 5 mm). Mărirea în continuare a C_{ech} pînă la 5 a dus la o structură lipsită de carburi cu peste 40 % ferită, în pereţii de 3 mm. Aceste valori sînt în concordanţă cu cele indicate în [4], unde se specifică că pentru obţinerea unei structuri complet feritice în piese cu grosimea de 3,1 mm este necesar un conţinut de carbon de 3,95 % şi de siliciu de 4,0 % (C_{ech} = = 5,28).

Turnătorii manifestă însă reţineri în mărirea conţinutului de siliciu peste 2,8 %, acuzînd tendinţa de fragilizare a masei metalice. Se pare însă că această fragilizare nu este atît de puternică pe cît s-ar putea crede [5]. Astfel, dacă la o fontă cu 2,2 — 2,85 % Si s-a obţinut în stare de turnare o rezistenţă la tracţiune de 45 daN/mm², o alungire de 20 % şi o reziliență de 2,5 daN/cm² (pe probă crestată), la o fontă cu 3,4 — 3,74 % Si rezistenţa a crescut la 50 daN/mm² pentru alungiri tot de 20 %, reziliența scăzînd la 1,7 — 1,9 daN/cm².

Folosirea unui C_{ech} ridicat este recomandabilă nu numai datorită efectului favorabil asupra structurii şi, implicit, asupra caracteristicilor mecanice, ci şi datorită influenţei pe care aceasta o are asupra fluidităţii fontei. Cele mai bune fluidităţi s-au obţinut atunci cînd fontele au avut o compoziţie net hipereutectică (C_{ech} = 4,6 — 4,8 %), în timp ce compoziţiile hipereutectice sau apropiate de eutectic (C_{ech} = = 4,1 — 4,25 %) au dat rezultate mai slabe [5].

O atenţie specială trebuie acordată conţinutului de mangan, limitat de [5] la 0,2 % pentru piesele subţiri cu structură feritică turnate din fontă cu grafit nodular. De asemenea se recomandă conţinuturi minime de P, S şi elemente reziduale, conţinuturi care în general nu sînt asigurate decît de fonte brute speciale (ex. tip Sorel, Kugra etc.).

Aşa cum rezultă din figura 1 fluiditatea fontei şi apariţia defectelor în piesele turnate sînt influenţate de temperaturile de elaborare, tratare cu magneziu şi turnare. Se admite că

pentru obținerea unor fonte cu grafit nodular de calitate superioară este indicată o temperatură de supraîncălzire a fontei în agregatul de elaborare de 1 500 — 1 550°C și o temperatură de tratare cu Mg de 1 450—1 510°C [1]. De asemenea nu trebuie să se ajungă la o temperatură de turnare scăzută, deoarece în aceste cazuri forma grafitului se înrăutățește și apar carburi. Pe de altă parte, deoarece fierul și siliciul se oxidează începînd de la 1 380°C, rezultă că piesele turnate la temperatură joasă pot prezenta incluziuni de zgură. Ca urmare se recomandă temperaturi de turnare de minimum 1 380°C pentru piesele cu pereți subțiri, putîndu-se chiar ajunge la temperaturi de turnare de 1 470°C [4].

Tendința de albire și caracteristicile mecanice ale fontelor cu grafit nodular turnate în piese cu pereți subțiri depind în mod esențial de tratamentul în stare lichidă (tratamentul de sferoidizare urmat de postmodificare). Pentru sferoidizarea grafitului se recomandă prealiaje de tip FeSiMg cu conținut de Ce [6], [7] sau Ba [7], [8], care asigură un număr ridicat de nodule și favorizează eliminarea carburilor din structură. Prin aceasta prealiajele cu Ce sau Ba îndeplinesc parțial rolul postmodificatorilor.

Metoda de postmodificare cea mai obișnuită este postmodificarea în oală. Aliajele cu efect de postmodificare optim sînt cele pe bază de FeSi cu conținut de Sr [9] sau Ba [7]. În [5] se recomandă pentru postmodificarea fontei cu grafit nodular turnată în piese cu pereți subțiri folosirea a 0,6 % amestec modificator, constînd din 5 părți FeSi 75, 3 părți grafit, 2 părți SiCa. Adaosul a 0,005 % Bi mărește considerabil proporția de ferită în pereții de 3 mm.

Postmodificarea este cu atît mai eficientă cu cît este efectuată mai tîrziu, astfel încît perioada de timp dintre postmodificare și turnarea în forme să fie cît mai scurtă. Aceasta explică eficiența sporită a modificării în jet (''instantaneous ladle inoculation'') [10] sau în formă [9], [11], [12].

Desigur că tratamentul termic are un rol determinant asupra caracteristicilor mecanice, dar întrucît s-a propus obținerea unor structuri perlito-feritice sau chiar feritice direct din turnare nu este cazul să se intre în amănunte pe această temă.

În general la turnarea fontelor cu grafit nodular în amestecuri uscate se obțin piese sănătoase indiferent de grosimea de perete. Considerente economice impun însă turnarea în forme crude. Atunci cînd se toarnă piese cu pereți subțiri în forme crude, pătrunderea MgS și MgO poate cauza defecte la suprafață și sub suprafața piesei. La piesele cu grosimea de perete mai mică de 12 mm se constată două tipuri de astfel de defecte. Primul care se pare că este datorat prezenței impurităților nemetalice (MgS sau MgO sau amîndouă) este un defect superficial plasat la partea superioară a suprafețelor orizontale. Acest defect apare după curățare sub formă de mici pete negre sau găuri neregulate, în general în apropierea alimentatoarelor. Acest defect apare mult mai rar la piesele turnate în forme uscate și la piesele mari. Al doilea tip de defecte, presupus ca rezultînd dintr-o degajare locală de gaze, apare sub suprafața piesei. Aceste defecte sînt de tipul suflurilor, putînd apare oriunde în piese. Cavitatea suflurii este căptușită cu un strat negru argintiu ce se presupune a fi grafit. Se constată în rupturi sau pe suprafețele prelucrate și apare numai la turnarea în forme crude cu umiditate ridicată (6 — 8 %).

Un caz particular al turnării fontelor cu grafit nodular în piese cu pereți subțiri în forme crude este acela în care formele sînt îndesate la presiuni înalte. În această situație migrația apei de la suprafața de contact metal-formă este îngreuiată, riscul de apariție al suflurilor crescînd corespunzător.

În unele cazuri suflurile sînt puse pe seama compoziției fontei cu grafit nodular. Cu toate că unii cercetători susțin că în principal prezența suflurilor este datorată conținutului ridicat de Al, în [5] nu s-a observat apariția suflurilor nici la 1 % Al. Aceste defecte au apărut în următoarele cazuri: conținuturi de 0,32 — 0,35 % Mn (chiar pe epruvete turnate în amestec uscat), conținuturi ridicate de Mg rezidual (0,089 %); prezența titanului (0,15 %).

Alți autori [13] fac hidrogenul răspunzător de apariția suflurilor, ca urmare a reacției metal-formă, tendința de apariție a suflurilor fiind mai pronunțată în cazul fontelor cu grafit nodular hipoeutectic decît în cazul celor hipereutectice. Pentru prevenirea apariției suflurilor o serie de autori recomandă adosul în amestecul de formare a 0,65 — 2 % smoală sau 6 % praf de cărbune [14], [15] sau adaosul în oala de turnare a 0,01 % Bi [15].

Desigur că pentru evitarea apariției unor defecte, ca cele prezentate mai sus, este necesară folosirea unor sisteme de alimentare corespunzătoare, care să elimine orice urme de zgură din fontă, să introducă metalul în cavitatea formei cu turbulență minimă posibilă și să asigure o bună distribuire a metalului în cavitatea formei.

Din cele expuse rezultă că fabricarea pieselor cu pereți subțiri din fontă cu grafit nodular cu structură perlito-feritică în forme crude îndesate la presiuni normale, cu fonte brute speciale, este astăzi mai mult o problemă de disciplină tehnologică, aspectele tehnice legate de această fabricație fiind cunoscute. În schimb problema rămîne deschisă atunci cînd nu se dispune de fonte brute speciale

sau cînd, din motive economice, nu se preconizează folosirea unor astfel de fonte ca şi în cazul în care se urmăreşte turnarea în forme crude îndesate la presiuni înalte. Aceste două aspecte au fost mobilul cercetării prezentate în cele ce urmează.

Cercetări preliminare. În această fază s-au studiat posibilităţile obţinerii unor structuri lipsite de carburi libere în pereţii cu grosimi de 3 — 9 mm, folosindu-se în încărcătură materii prime uzuale.

Topiturile au fost elaborate într-un cuptor cu inducţie la frecvenţa de 8 000 Hz din fontă brută de furnal, avînd compoziţia de 4,4 % C; 0,96 % Si; 0,70 % Mn; 0,06 % P; 0,02 % S. Prealiajele cu Mg folosite au fost de tip FeSiMg (cu sau fără Ce), cu 5 — 8 % Mg. Compoziţiile lor se dau în tabela 1.

Tabela 1

Prealiajul	Compoziţia chimică, %					
	Si	Ca	Fe	Mg	Ce*	Pămînturi rare*
SiMg	50	1,37	rest	7,9	—	—
$SiMgCe_1$	43	0,80	rest	5,6	0,2	0,2
$SiMgCe_2$	45	0,88	rest	6,1	0,4	0,4
$SiMgCe_3$	45	1,16	rest	5,6	0,8	0,8

* Adăugat în prealiaj.

S-au elaborat topituri de cîte 50 kg, folosindu-se în încărcătură exclusiv fontă brută. După topire fontele au fost supraîncălzite la 1 500 — 1 550°C şi apoi tratate cu Mg după metoda Sandwich. Postmodificarea s-a făcut prin transvazare.

Din fiecare topitură s-au turnat probe de tracţiune orizontale, cu diametrul de 25 mm, precum şi un set de trei plăci de 325 × 80 mm, cu grosimile de 3 — 6 mm şi 9 mm. Plăcile au fost turnate orizontal, fiind alimentate la unul din capete, în amestec crud cu bentonită, avînd umiditatea sub 4 %. Plăcile au fost ulterior rupte prin încovoiere, măsurîndu-se săgeata şi albirea în secţiunea de rupere. Modul de măsurare a albirii rezultă din figura 2.

Rezultatele obţinute. Tratamentul în stare lichidă şi compoziţiile chimice ale topiturilor turnate se prezintă în tabela 2. Albirea plăcilor de 3, 6 şi 9 mm, amănunte structurale

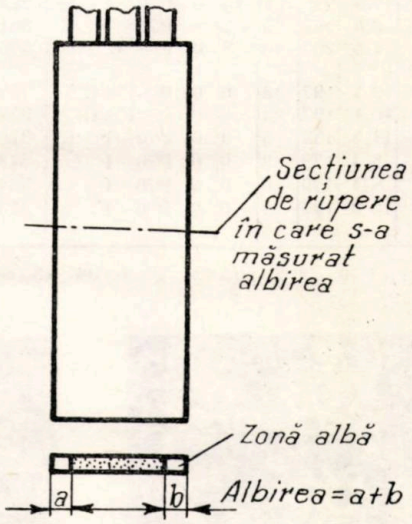


Fig. 2. Măsurarea albirii pe plăcile de probă.

şi săgeata la rupere prin încovoiere pentru plăcile de 3 mm şi caracteristicile mecanice pe barele de 25 mm se prezintă în tabela 3.

După cum se vede din tabela 2 într-o primă serie de încercări s-au folosit pentru tratarea cu Mg prealiaje cu conţinut de Ca, postmodificarea efectuîndu-se cu FeSi 75 în proporţie relativ redusă (0,5 %). Rezultatele cele mai bune s-au obţinut cu prealiajul $SiMgCe_2$ (0,4 Ce). Topitura 79 tratată cu acest prealiaj a prezentat albirea minimă pe placa de 3 mm şi cantitatea minimă de cementită liberă (fig. 3). Cu toate că numărul maxim de nodule s-a obţinut atunci cînd s-a folosit prealiajul $SiMgCe_3$, se poate observa pe figura 3 că acest caz şi proporţia de cementită liberă a fost maximă. Probabil că acest lucru se datorează efectului carburigen al Ce.

Tabela 2

Topitura	Tratamentul în stare lichidă, %		Compoziţia chimică, %					
	Prealiaj	Postmodificare	C	Si	Mn	P	S	Mg
80	2,2 $SiMgCe_1$	0,5 FeSi75	4,28	2,43	0,74	0,079	0,013	0,055
79	2,2 $SiMgCe_2$	0,5 FeSi75	4,30	2,29	0,71	0,081	0,011	0,055
81	2,2 $SiMgCe_3$	0,5 FeSi75	4,25	2,15	0,70	0,078	0,021	0,039
93	2,2 SiMg	0,5 FeSi75	4,26	2,52	0,70	0,062	0,014	0,048
94	2,2 SiMg	0,5 FeSi75	4,21	2,60	0,70	0,063	0,016	0,061
89	2,2 SiMg	0,75 FeSi75	4,25	2,40	0,69	0,060	0,022	0,041
90	2,2 SiMg	1,0 FeSi75	4,22	2,50	0,67	0,060	0,020	0,046
91	2,2 SiMg	1,25 FeSi75	4,18	2,73	0,70	0,060	0,020	0,035
95	2,4 SiMg	1,25 FeSi75	4,24	2,85	0,64	0,060	0,014	0,036

Obs. : În încărcătura topiturilor 93 şi 94 s-a adăugat şi o cantitate de FeSi75.

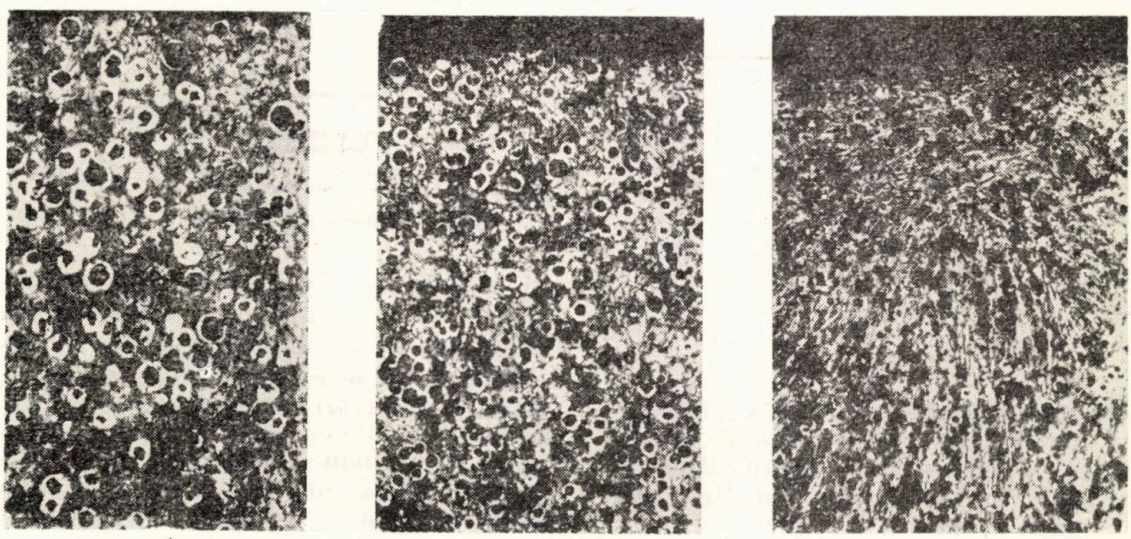
Tabela 3

Topitura	Caracteristici mecanice Ø 25			Albire pe plăci			Plăci de 3 mm		
	σ_r, da N/mm²	δ, %	HB	3 mm	6 mm	9 mm	Microstructură	Nodule pe mm²	Săgeata, mm
80	64	7,5	255	55	15	0	P70+F+C	224	ND
79	60	6,8	207	9	2	0	P70+F+C	331	ND
81	59	4,5	207	40	8	0	P + C	505	ND
93	53	12,1	197	45	0	0	P+F+C	332	35
94	55	10,1	197	44	0	0	P+F+C	352	35
89	53	11,5	183	5	0	0	P70+F+C	326	ND
90	52	8,4	179	3	0	0	P70+F	518	ND
91	ND	ND	179	0	0	0	P70+F	524	53
95	57	10,0	197	1	0	0	P70+F	633	53

Simboluri: P70 — 70% perlită; F — ferită; C — cementită.

de subliniat faptul că această scădere nu a avut loc liniar, între 0,5 şi 0,75% FeSi75 avînd loc o micşorare bruscă, prin salt, a albirii (fig. 4). Acest fenomen pare să confirme ideea rezultată din prima serie de încercări şi, anume, că nu există o corelaţie directă între numărul de nodule de grafit şi albire. Într-adevăr în prima serie de încercări numărul maxim de nodule (topitura 81) nu a corespuns cu albirea minimă. În a doua serie de încercări deşi numărul de nodule creşte liniar cu mărirea cantităţii de postmodificator, albirea scade prin salt în prima porţiune.

Din punct de vedere al structurii, în a doua serie de încercări, cele mai bune rezultate s-au obţinut la topiturile 91 şi 95 postmodificate cu 1,25% FeSi75. Supuse la înco-



a) *b)* *c)*

Fig. 3. Microstructurile plăcilor de 3 mm din topiturile 80 (*a*), 79 (*b*), 81 (*c*). Atac nital. × 100.

Într-o a doua serie de încercări (topiturile 83 — 95) s-a folosit pentru tratarea cu Mg un prealiaj uzual SiMg, urmărindu-se eliminarea carburilor libere din plăcile subţiri prin mărirea proporţiei de FeSi75 adăugat la postmodificare şi, eventual, a conţinutului de Si din fontă (topiturile 91 şi 95). Cantitatea de FeSi75 adăugat la postmodificare a fost mărită de la 0,5 la 1,25%. În aceste condiţii numărul de nodule de grafit din plăcile de 3 mm a crescut proporţional cu cantitatea de postmodificator, ajungînd la aproximativ 600 nodule/mm² atunci cînd s-a folosit 1,25% FeSi75 (fig. 4). În schimb albirea, aşa cum era de aşteptat, a scăzut considerabil cu mărirea proporţiei de postmodificator. Este important

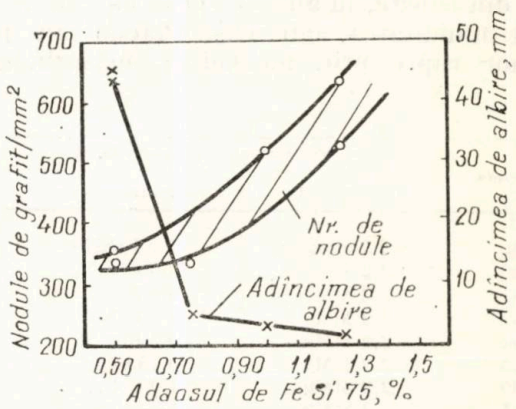


Fig. 4. Variaţia numărului de nodule şi a albirii pe plăcile de 3 mm în funcţie de cantitatea de FeSi75 adăugat la postmodificare.

voiere plăcile de 3 mm turnate din aceste topituri au prezentat săgeţile maxime de 53 mm, avînd o mare capacitate de îndoire (fig. 5).

Albirea a fost nulă sau aproape nulă, iar structura a fost perlito-feritică în toate plăcile

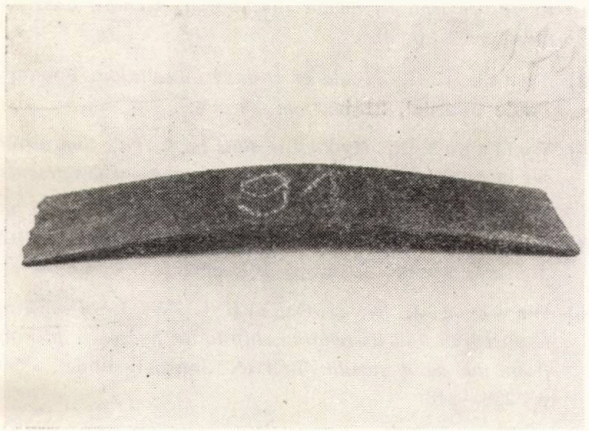


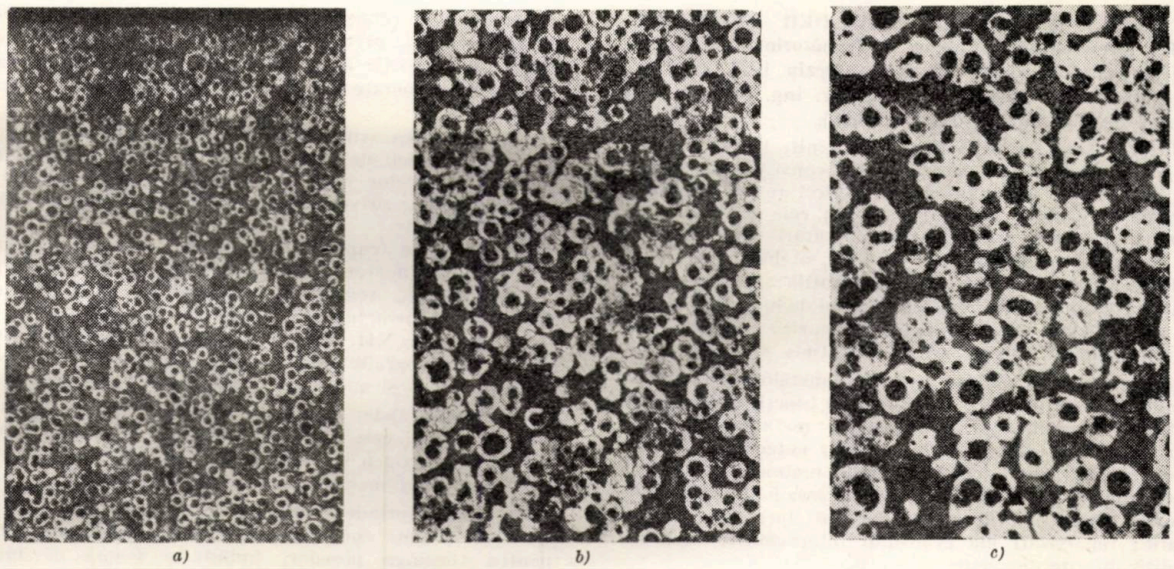
Fig. 5. Placă de 3 mm îndoită prin lovire cu ciocanul la rece.

inclusiv în plăcile de 3 mm grosime (fig. 6). Nu trebuie însă neglijat nici faptul că la topiturile 91 şi 95 conţinutul de siliciu a fost ceva mai ridicat (2,73, respectiv 2,85 %). Totuşi se poate considera că structura în plăcile de 3 mm este acceptabilă începînd de la postmodificare cu 1 % FeSi75.

În ceea ce priveşte caracteristicile mecanice pe bare cu diametrul de 25 mm, ale topiturilor executate în cadrul cercetărilor preliminare, se observă din tabela 3 că topiturile tratate cu prealiaj cu Ce au avut rezistenţa mai mare şi alungirea mai mică decît cele tratate cu prealiaj fără Ca, chiar dacă la postmodificare s-au folosit aceleaşi cantităţi de postmodificator (topiturile 79, 80, 81, comparativ cu topiturile 93, 94). Caracteristicile mecanice ale topiturii 95 ($\sigma_r = 57$ daN/mm^2, $\delta = 10\,\%$) pot fi considerate ca foarte bune.

Concluzii. Cercetările preliminare au arătat că se pot obţine structuri lipsite de carburi libere în piese cu pereţi subţiri turnate din fontă cu grafit nodular (grosimea minimă de perete : 3 mm) chiar dacă se folosesc în încărcătură fonte brute uzuale cu conţinut ridicat de Mn(0,70 %) şi cu conţinut mediu de P(0,06 %) şi la care proporţia de elemente reziduale nu a fost urmărită. Fontele turnate au avut $C_{ech} =$ $= 5{,}06 - 5{,}19$. Mărirea carbonului echivalent s-a făcut pe seama măririi conţinutului de C şi pe cea a mărimii conţinutului de Si, care s-au menţinut în limite uzuale, proporţia maximă folosită fiind de 2,85 % Si.

Pentru evitarea apariţiei carburilor în pereţii de 3 mm se recomandă fie folosirea unor prealiaje cu 0,4 % Ce, fie mărirea proporţiei de FeSi75 adăugat la postmodificare pînă la 1 %.



a) b) c)

Fig. 6. Microstructurile plăcilor turnate din topitura 95 : *a* — placă de 30 mm ; *b* — placă de 6 mm ; *c* — placă de 9 mm. Atac nital × 100.

BIBLIOGRAFIE

[1] Loper C. R. şi Heine R. W. *The effect of processing variables on ductile iron quality.* Modern Castings, nov. 1965, p. 488.

[2] Loper C. R. *Processing and Control of Ductile Cast Iron.* Modern Castings, ian., 1969, p. 1—7.

[3] Rîjikov A. A., Platonov B. P., Kostin A. V. şi Platonov I. B. *Eliminarea albirii în piesele cu pereţi subţiri turnate din fontă tratată cu magneziu.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 10, 1965, p. 1.

[4] Karsay S. I. *La production des fontes à graphite spheroïdal.* Paris, Ed. Quebec Iron and Titanium Corporation, 1967, p. 121.

[5] Decrop M. şi Margerie J. C *Coulée à vert des pieces minces en fonte à graphite sphéroïdal.* Fonderie, nr. 279, 1969, p. 275—281.

[6] Mc. Cluhan T. K. *The effect of cerium on carbides in thin section ductile iron.* Modern Castings, dec., 1967, p. 80—83.

[7] Ştefănescu D. M. *Étude de l'inoculation des fontes à graphite sphéroïdal avec des alliages contenant du baryum et du cerium.* 38 Internationaler, Düsseldorf, Giessereikongress, 1971.

[8] Percheron J. C. şi Septier L. *Contribution à l'étude du traitement des fontes à graphite sphéroïdal.* Revue de Métallurgie, mai, 1971, p. 365—378.

[9] Dawson J. V. şi Maitra S. *Recent research on the inoculation of cast iron.* The British Foundryman, aprilie, 1967.

[10] Karsay S. I. şi Ridley A. J. *Instantaneous ladle inoculation of gray and ductile irons.* Modern Castings, aug., 1969, p. 151—158.

[11] Dell W. J. şi Christ R. J. *Chill elimination in ductile iron by mould inoculation.* Modern Castings iulie, 1964, p. 408.

[12] Jones T. I. *Mould or instant inoculation.* Foundry Trade Journal, 21 ian., p. 78—80.

[13] Volianik N. *Hydrogène dans les fontes. Son action sur la structure et son rôle dans la formation des défauts.* Fonderie, iulie, nr. 280, 1969, p. 293.

[14] Gittus J. *Pinholing în nodular iron castings.* BCIRA Journal, aprilie, 1955, p. 594—603.

[15] Dawson J. W. şi Smith L. W. L. *Pinholing in cast iron and its relationschip to the hydrogen pick-up from the sand mould.* BCIRA Journal, iunie, 1956, p. 226—248.

RECENZII

W. Jährig — METALLOGRAPHIE DER GUSSLEGIERUNGEN (Metalografia aliajelor de turnătorie). *WEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie.* Leipzig, 1971, 132 pag., 389 microstructuri (prefaţă — prof. dr. ing. Stölzel de la Institutul de Turnătorie din Freiberg).

În ultimul timp au fost editate mai multe lucrări privind metalografia aliajelor de turnătorie care constituie un ajutor preţios inginerilor din exploatare, proiectare şi cercetare.

Lucrarea recenzată, în comparaţie cu cele apărute pînă în prezent, prezintă avantajele unei tratări mai concrete şi mai complete a metalografiei fontelor, oţelurilor şi aliajelor neferoase, ceea ce face să fie mai utilă specialiştilor.

Capitolul I cuprinde date privind modul de lucru şi de executare a probelor metalografice, compoziţia soluţiilor de atac, exemple de microstructuri defectuos realizate.

În capitolele II şi III este prezentată metalografia fontelor cu grafit lamelar: variaţia structurii în funcţie de gradul de saturaţie în carbon; structura masei metalice de bază; structura primară (dimensiunile celulelor eutectice) în cazul fontelor folosite pentru construcţia de motoare; repartizarea separărilor de grafit în fonte şi clasificarea lor; dimensiunile şi forma separărilor de grafit în fonte; forme degenerate de grafit; repartizări ale grafitului interdendritic apărute în condiţii diferite de răcire.

Se expune apoi clasificarea fontelor cu grafit lamelar în funcţie de constituenţii masei metalice, modul de repartiţie a eutecticului fosforos, a sulfurii de mangan şi de fier, precum şi a carburilor de titan.

La sfîrşitul capitolului se arată influenţa grosimii peretelui piesei, tratamentului termic şi asupra microstructurii fontelor cenuşii. De asemenea, sînt analizate pe larg defectele de turnare cauzate de structură.

Capitolul IV se referă la metalografia fontelor cu grafit nodular, iar capitolul V, a fontelor maleabile. Şi în aceste capitole autorul păstrează acelaşi mod de expunere, folosit în cazul fontelor cenuşii (clasificare din punct de vedere al masei metalice, precum şi al formei, dimensiunilor şi modului de repartiţie a separărilor de grafit). Se insistă asupra formelor degenerate de grafit, structurilor la temperaturi ridicate.

De asemenea sînt analizate fontele deformate plastic la cald, procesul de flotare a nodulelor de grafit şi cel de formare a petelor negre. În cazul fontelor maleabile sînt prezentate date privind formarea zonei perlitice la suprafaţa pieselor turnate

Oţelul turnat (cap. VI) este analizat din punct de vedere al structurii în stare turnată şi după tratament termic.

Într-un mod reuşit sînt prezentate defectele de structură (incluziunile nemetalice şi altele).

În capitolele VII, VIII şi IX sînt analizate din punct de vedere metalografic aliajele neferoase: mai întîi cele pe bază de cupru şi apoi cele de aluminiu şi magneziu.

În cazul aliajelor de cupru, pe lîngă structurile de bază sînt arătate şi cele care se referă la incluziunile bogate în sulf, fosfor, oxigen şi plumb, care influenţează negativ proprietăţile fizico-mecanice ale pieselor turnate.

Lucrarea cuprinde în ansamblu un mare număr de microstructuri şi date concrete privind principalele aliaje folosite pentru turnarea pieselor, ţinîndu-se seamă de influenţa condiţiilor de turnare, tratamentele termice aplicate etc. Este scrisă concentrat, bine sistematizată.

Lucrarea este deosebit de utilă practicienilor care lucrează în turnătorii, serviciile metalurg şi constructor şef, în institutele de cercetări şi proiectări, precum şi studenţilor de la Facultatea de metalurgie.

Editorul lucrării, VEB GISAG Kombinat für Giessereiausrüstungen und Gusserzeugnisse din Leipzig, a avut o iniţiativă bună propunînd elaborarea acestui îndrumar.

Prof. dr. ing. L. Sofroni

Ing. C. Cernat
Institutul politehnic — București
ing. I. Negru
Întreprinderea de mașini grele — București

Experimentări privind stabilirea proprietăților tehnologice ale amestecurilor pentru miezuri mari *

CZ 621.743.3

În lucrare sînt prezentate rezultatele determinărilor experimentale, privind proprietățile tehnologice ale principalelor tipuri de amestecuri de miez folosite pentru turnarea pieselor mari, în special a calandrilor din fontă.

Calandrii din fontă sînt larg folosiți în industria morăritului, cauciucului, maselor plastice, a hîrtiei etc., influențînd hotărîtor calitatea produselor.

În figura 1 și tabela 1 sînt prezentate, cu titlu informativ, forma și dimensiunile calandrilor, iar în figura 2, forma și dimensiunile miezurilor acestor calandri.

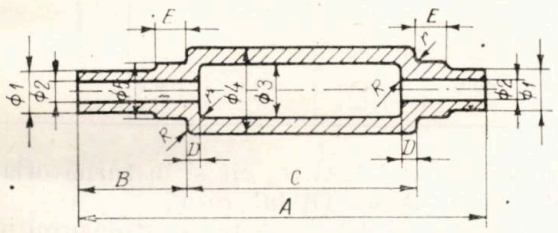


Fig 1. Forma calandrului.

Tabela 1

Tipul calandrului	Dimensiunile calandrului, mm											
	A	*B*	*C*	*D*	*E*	$Ø_1$	$Ø_2$	$Ø_3$	$Ø_4$	$Ø_5$	*R*	*r*
1	1 925	290	1 000	60	60	255	90	260	400	320	10	10
2	2 250	615	1 850	60	345	280	90	260	400	320	10	10
3	3 750	950	1 850	118	600	400	200	430	700	550	12	12
4	3 790	1 060	2 100	122	630	440	160	415	665	540	12	12
5	4 180	950	1 850	118	600	400	200	430	700	550	12	12
6	4 290	1 060	2 100	122	630	360	160	415	665	540	12	12

Din studierea figurilor 1 și 2 și a tabelelor 1 și 2 se observă că miezurile au o configurație simplă. Cu toate acestea între lungimea și diametrul miezului există rapoarte foarte mari :

$$\frac{L}{d} = 25 - 28$$

ceea ce, datorită și greutății considerabile a miezurilor, poate duce la deformări sau chiar la deteriorări în timpul manipulărilor în stare crudă sau uscată.

Pentru stabilirea rețetelor amestecurilor de miez trebuie avute în vedere multitudinea de solicitări mecanice, termice, chimice și tehnologice la care sînt supuse miezurile atît în stare crudă în timpul executării și manipulării, cît și în stare uscată, înaintea și în timpul turnării.

În afara unor bune proprietăți mecanice și de refractaritate principala proprietate a acestor miezuri este asigurarea unei dezbateri ușoare, după solidificare și răcirea fontei, și obținerea unei suprafețe curate și netede a piesei.

În vederea stabilirii rețetelor amestecurilor de miez, care să corespundă scopurilor tehnologice urmărite, au fost efectuate numeroase experimentări, avînd ca bază de plecare atît experiența acumulată de Uzina de mașini grele — București, cît și datele furnizate de literatura de specialitate.

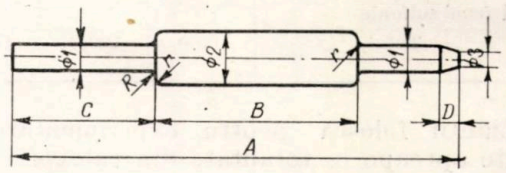


Fig. 2. Profilul miezului pentru realizarea golului interior.

Tabela 2

Tipul calandrului	Dimensiunile miezului, mm								
	A	*B*	*C*	*D*	$Ø_1$	$Ø_2$	$Ø_3$	*R*	*r*
1	2 500	880	810	40	90	262	80	10	10
2	2 800	1 730	535	50	90	262	80	10	10
3	4 300	1 614	1 343	60	201	432	190	12	12
4	4 340	1 856	1 242	60	161	417	140	12	12
5	4 730	1 614	1 558	60	201	432	190	12	12
6	4 840	1 856	1 492	60	161	417	140	12	12

Pentru experimentare s-a făcut o grupare a amestecurilor de miez, în funcție de materialele de bază care intră în compoziția acestora :

— amestecuri de miez pe bază de nisip cuarțos ;

— amestecuri de miez pe bază de nisip de zirconiu ;

— amestecuri de miez pe bază de cromită ;

— amestecuri de miez pe bază de magnezită măcinată ;

— amestecuri de miez pe bază de cromomagnezită măcinată ;

* Autorii aduc mulțumiri pentru sprijinul acordat inginerilor Marinică Ioan și Toma Ion de la U.O.R., precum și tehnicienilor Necula Mihai și Buduru Ion de la I.P.B.

— amestecuri de miez pe bază de şamotă măcinată ;

— amestecuri de miez pe bază de nisip bauxitic.

Majoritatea reţetelor încercate au dat rezultate satisfăcătoare cu excepţia reţetelor pe bază de nisip bauxitic şi de şamotă.

În tabela 3 sînt prezentate reţetele amestecurilor de miez cu care s-au obţinut cele mai bune rezultate.

speciale de preparare, ambele neindicate din punct de vedere economic în condiţiile unor turnătorii de serie mică sau unicate.

Determinările proprietăţilor miezurilor au fost efectuate în laboratoarele de amestecuri de formare de la Catedra de turnătorie — forjă (I.P.B.) şi ale turnătoriei mixte de fontă şi oţel de la Întreprinderea de maşini grele — Bucureşti (I.M.G.B.). În afara experienţelor de laborator s-au făcut determinări pe miezuri şi piese de

Tabela 3

Componentul	Reţeta, %								Observaţii
	A	*B*	*C*	*D*	*E*	*F*	*G*	*H*	
Nisip de Văleni	50,5	52,9	59,4	—	—	—	—	—	Materiale de bază
Nisip Aghireş	45,0	45,0	36,0	—	—	—	—	—	
Nisip de zirconiu	—	—	—	95,5	97,9	—	—	—	
Cromit	—	—	—	—	—	95,5	97,9	12,0	
Magnezită	—	—	—	—	—	—	—	83,5	
Leşie sulfitică	—	—	1,0	—	—	—	—	—	Lianţi
Urelit	—	—	1,8	—	—	—	—	—	
Plastolinol	3,0	—	—	3,0	—	3,0	—	3,0	
Vitester	—	2,0	—	—	2,0	—	2,0	—	
Oxid de fier	0,5	—	—	0,5	—	0,5	—	0,5	Adaosuri
Perborat de sodiu	1,0	0,1	—	1,0	0,1	1,0	0,1	1,0	
Ulei de in	—	—	0,4	—	—	—	—	—	
Dextrină	—	—	0,9	—	—	—	—	—	
Acid fenol sulfonic	—	—	0,5	—	—	—	—	—	
Total, %	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	

Lianţii folosiţi pentru experimentare fac parte aproape în totalitate din categoria lianţilor pentru miezuri cu autoîntărire în cutii reci. În acest fel se obţin miezuri care au rezistenţe mecanice ridicate în stare crudă, fără deformaţii şi deci fără abateri dimensionale.

probă atît la I.M.G.B., cît şi în turnătoria de cilindri a uzinei Oţelul roşu.

În figura 3 sînt prezentate variaţiile proprietăţilor mecanice în funcţie de timp pentru miezurile crude, la temperatura ambiantă, iar în figura 4, valorile permeabilităţii amestecurilor

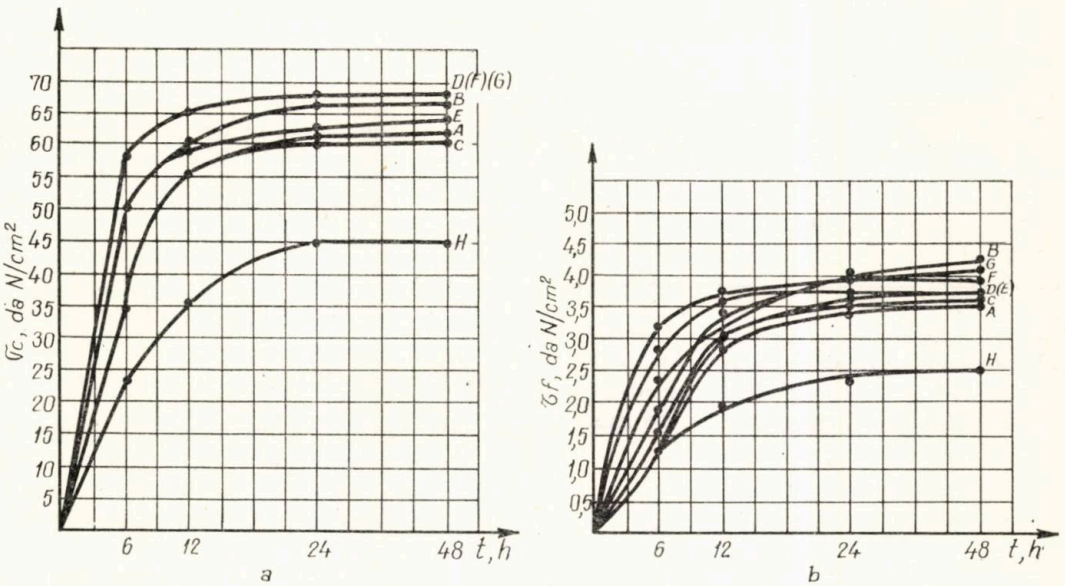


Fig. 3. Variaţia proprietăţilor mecanice în funcţie de timp pentru miezurile crude, la temperatura ambiantă : *a* — variaţia lui σ_c ; *b* — variaţia lui τ_f.

Lianţii pentru realizarea miezurilor în cutii calde nu au fost luaţi în considerare, deoarece sînt necesare cutii de miez metalice şi instalaţii

de miez determinate la temperatura ambiantă. În figura 5 sînt prezentate valorile proprietăţilor mecanice după uscare.

În tabela 4 sînt prezentate valorile temperaturii de vitrificare a amestecurilor de miez cercetate.

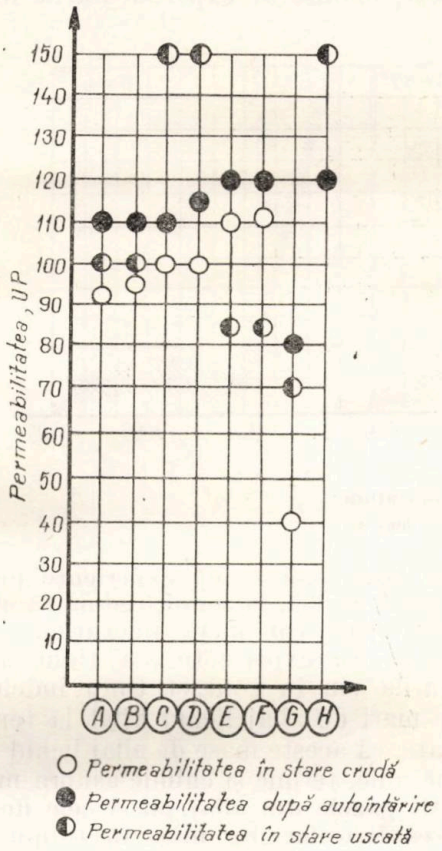


Fig. 4. Valorile permeabilității amestecurilor de miez în stare crudă, după autoîntărire și după uscare, determinate la temperatura ambiantă.

Din analiza figurilor se constată următoarele:

— variația rezistenței la compresiune σ_c, în stare crudă, în funcție de timp (fig. 3, *a*), determinată pe miezuri aflate la temperatura ambiantă, are o creștere bruscă de la zero aproape de valoarea maximă în primele 6 h de menținere pentru autoîntărire, o creștere ceva mai lentă în următoarele 6 h pentru ca în continuare această creștere să fie neînsemnată (excepție face rețeta *H*). Din datele prezentate rezultă că nu este necesar un timp de autoîntărire a amestecului de miez mai mare de 12 h;

— aceleași observații se pot face și pentru variația rezistenței la forfecare τ_f, determinată în aceleași condiții;

Tabela 4

Rețeta	*A*	*B*	*C*	*D*	*E*	*F*	*G*	*H*
Temperatura, °C	1 550	1 550	1 380	1 380	1 420	1 420	1 650	1 350

— valorile permeabilității, figura 4, sînt destul de bune, ele depășind 80 de unități de permeabilitate în stare crudă, după autoîntărire și uscare, excepție făcînd numai rețeta *G* care posedă valori ceva mai scăzute;

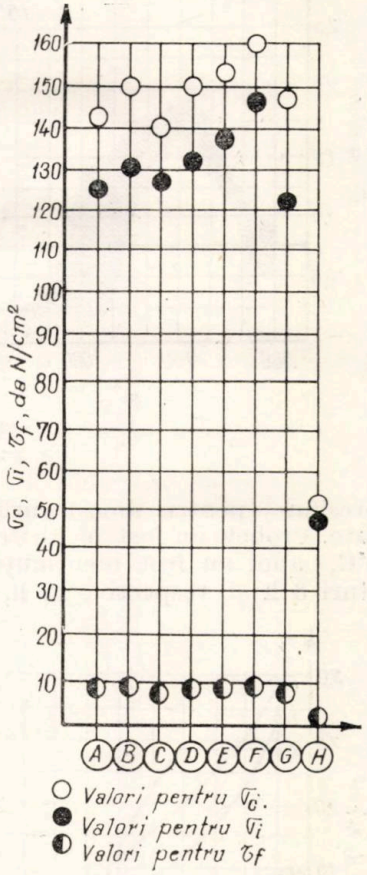


Fig. 5. Proprietățile mecanice după uscare.

— proprietățile mecanice ale amestecurilor de miez, așa cum rezultă din figura 5, au valori destul de ridicate (peste 120 daN/cm² pentru σ_c și σ_i și aproape 10 daN/cm² pentru τ_f), excepție făcînd numai rețeta *H*. În figura 6 este prezentată variația rezistenței la compresiune la temperaturi înalte în funcție de timp, iar în figura 7, variația rezistenței la forfecare în funcție de timp la temperatura de 1 250°C;

— din figura 6 rezultă că rezistența la compresiune σ_c prezintă o creștere pînă la 1,8 daN/cm² la 750°C, la determinările făcute după 15″ (fig. 6, *a*), după care urmează o scădere pînă la zero la temperatura de 1 000°C. În figurile 6, *b* și *c*, în urma determinărilor efectuate după 30″ și, respectiv, 45″ de menținere la temperaturile considerate, se observă o scădere bruscă a lui σ_c în intervalul 500—750°C și una mai lentă în intervalul 750 — 1 200°C;

— din figura 7 rezultă că rezistența la forfecare τ_f, determinată la temperatura de 1 250°C la timpii considerați de menținere la această

temperatură, prezintă o scădere continuă, tinzînd către zero după 90''.

În tabela 5 sînt prezentate valorile pentru capacitatea de dezbatere (luată ca rezistență la compresiune) pentru amestecurile de miez considerate. Probele au fost încălzite la 1 100°C și 1 200°C, apoi au fost menținute la aceste temperaturi 8 h și, respectiv, 12 h.

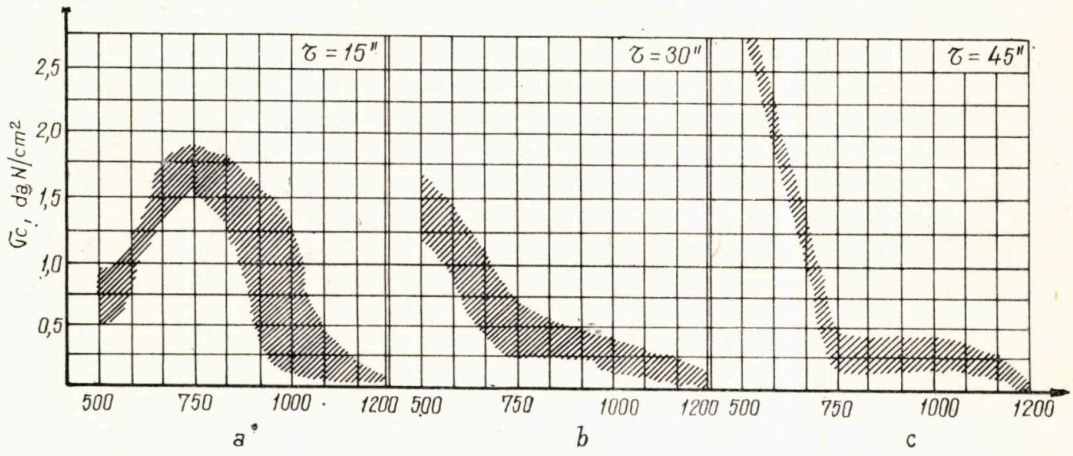


Fig. 6. Variația lui σ_c cu temperatura: *a* – după 15''; *b* – după 30''; *c* – după 45''.

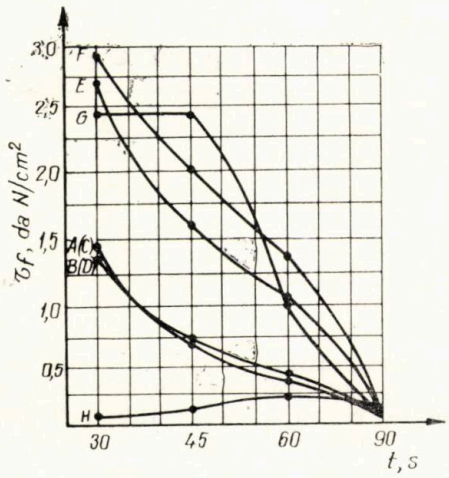


Fig. 7. Variația lui τ_f în timp la $t = 1\,250$°C.

Viteza de răcire pînă la temperatura ambiantă, la care au fost efectuate determinările, a fost de 1 — 2°C/min și, respectiv, 2 — 3°C/min.

Din tabela 5 se observă că miezurile au o foarte bună capacitate de dezbatere, deoarece valoarea rezistenței la compresiune este zero sau foarte aproape de zero (rețeta *H*), după încălziri la temperaturi ridicate și menținere la aceste temperaturi.

Determinările proprietăților fizico-chimice și tehnologice ale amestecurilor de miez considerate (fază de laborator) oferă în general suficiente date pentru aprecierea comportării miezurilor în condiții industriale. Totuși, avînd în vedere că miezurile au greutăți și dimensiuni mari, că în condiții reale pot interveni și alți factori care pot duce la diminuarea calităților sau la deteriorarea miezurilor și, deci, la rebutarea pieselor, înainte de experimentările în condiții industriale, s-au făcut experiențe pe miezuri și piese de probă, în condiții cît mai apropiate de cele în care vor lucra miezurile.

La aceste experiențe s-a ținut seamă că miezurile vin în contact timp îndelungat cu mase mari de aliaj lichid aflat la temperaturi ridicate, că aceste mase de aliaj lichid acționează mecanic, termic și chimic asupra miezurilor, că atît gazele din aliaj, cît și cele degajate la arderea lianților din miez în timpul turnării trebuie evacuate complet, că miezurile nu

Tabela 5

Rețeta	Temperatura de încălzire, °C	Durata de menținere, h	Viteza de răcire, °C/min	σ_c, daN/cm²
A	1 100	8	1–2	0,1
	1 200	12	2–3	0,0
B	1 100	8	1–2	0,0
	1 200	12	2–3	0,0
C	1 100	8	1–2	0,0
	1 200	12	2–3	0,0
D	1 100	8	1–2	0,0
	1 200	12	2–3	0,0
E	1 100	8	1–2	0,0
	1 200	12	2–3	0,0
F	1 100	8	1–2	0,0
	1 200	12	2–3	0,0
G	1 100	8	1–3	0,0
	1 200	12	2–3	0,0
H	1 100	8	1–2	0,36
	1 200	12	2–3	0,1

trebuie să se deformeze, să crape sau să se exfolieze în timpul diverselor operaţii tehnologice şi că trebuie să aibă o bună compresibilitate pentru a permite contracţia pieselor turnate.

Miezurile de probă au fost realizate cu ajutorul cutiei de miez cu configuraţia şi dimensiunile din figura 8, iar piesele de probă au fost turnate

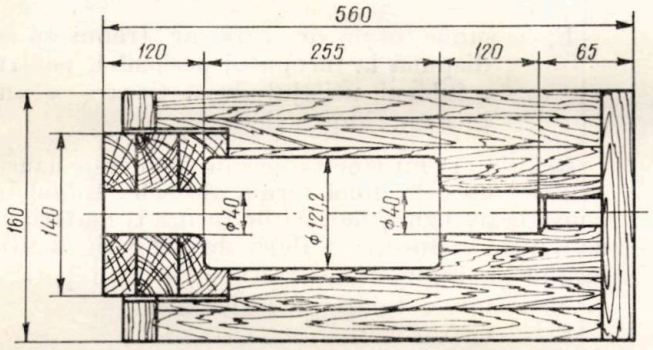


Fig. 8. Cutie de miez.

în dispozitivul de probe din figura 9. Cu ajutorul acestui dispozitiv s-au turnat cîte opt piese din fontă şi opt piese din oţel pentru fiecare tip de amestec de miez ales în vederea experimentării.

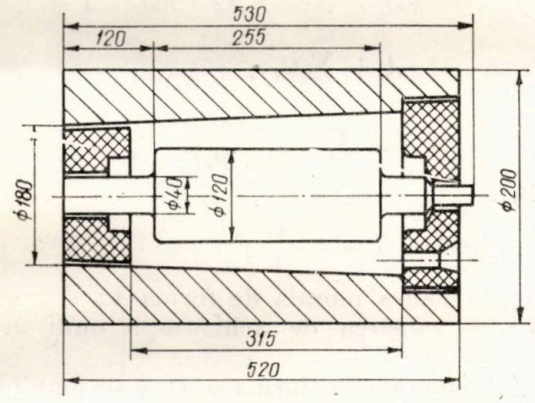


Fig. 9. Dispozitiv de probe.

După timpul de autoîntărire miezul a fost aşezat pe o placă de uscare metalică, plană, pe un pat de nisip şi apoi a fost introdus în cuptor pentru uscare. Graficul de uscare este prezentat în figura 10.

Fiecare miez şi fiecare piesă turnată au fost minuţios controlate în ceea ce priveşte abaterile dimensionale, capacitatea de dezbatere, defectele de suprafaţă ale pieselor etc. Abaterile dimensionale ale miezurilor au variat în limitele 0,0 la $\pm$0,22 %, iar ale pieselor, în funcţie de aliaj, în limitele 0,15 la 2,6 %.

În urma rezultatelor încurajatoare obţinute în laborator şi pe miezurile şi piesele de probă turnate s-au turnat doi calandri de tipul 1 (tabela 1) în turnătoria de cilindri a uzinei Oţelul Roşu. S-a utilizat reţeta amestecului de miez tip *C* (tabela 3).

Operaţiile de realizare a miezului şi de turnare au decurs în bune condiţii.

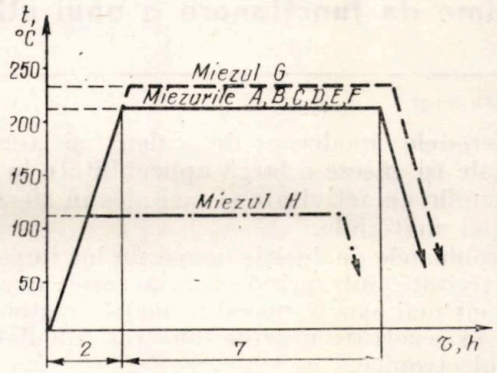


Fig. 10. Grafic pentru uscarea miezurilor.

Dezbaterea miezurilor, după solidificarea şi răcirea calandrului, a decurs excelent, miezul eliminîndu-se sub formă de nisip ars, prin aplicarea unor lovituri uşoare la exteriorul calandrului.

Din studiul calitativ şi cantitativ prezentat se desprind o serie de concluzii utile pentru practica turnării calandrilor:

— reţetele de amestecuri pentru miezuri mari cu dezbatere uşoară prezentate în tabela 3 au dat rezultate foarte bune;

— miezurile nu prezintă deformaţii neadmisibile în stare crudă şi uscată;

— nu provoacă formarea aderenţelor;

— reţetele de amestec de miez *A*, *B* şi *G* (tabela 3) pot fi folosite şi pentru turnarea pieselor mari din oţel deoarece, aşa cum rezultă din tabela 4, au refractaritate ridicată;

— au o bună permeabilitate;

— se dezbat uşor;

— nu prezintă tendinţă de crăpare sau exfoliere la rece sau la cald;

— au o bună compresibilitate;

— tehnologia de miezuire este simplă şi asigură obţinerea unei bune reproductibilităţi în condiţiile fabricaţiei industriale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cosneanu C., Cohn E. şi Sofroni L. *Amestecuri de formare fluide pentru turnătorii.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1969.

[2] Valisovski I. V. şi Medvedev Ia. I. *Încercările tehnologice ale amestecurilor de formare.* Bucureşti, Editura tehnică, 1964.

[3] Buzilă S. *Tehnologia formării.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1967.

[4] Liass A. M. *Bistrotverdeiuşcie formovacinie smesi.* Moscova, Maşinostroenie, 1965.

[5] Sulea P. *Amestecuri de formare cu autointărire.* Comunicare la sesiunea uzinelor constructoare de maşini din Reşiţa. Octombrie, 1964.

[6] **** Lianţi sintetici anorganici utilizaţi în turnătorii.* Studiu de sinteză M.I.M. — O.D.P.T., 1968.

[7] Marsh J. R. *Theuse of furan sands in heavi castings.* Brit. Foundryman, nr. 9, 1971, p. 327—332.

Model matematic pentru determinarea duratei optime de funcţionare a unui utilaj

Ing. Cornelia Ştirbu, ing. Gh. Condurache
Institutul politehnic — Iaşi
şi ec. N. Lacea
Uzina metalurgică — Iaşi

CZ 658.2.001.57

Metodele moderne de calcul şi tehnicile actuale îşi găsesc o largă aplicabilitate în toate domeniile de activitate şi mai ales în sfera producţiei materiale.

Problemele de decizie ocupă un loc important în activitatea întreprinderilor, iar rezolvarea acestora cît mai exactă necesită modele matematice a căror rezolvare impune folosirea calculatoarelor electronice.

Lucrarea propune un model matematic pentru determinarea duratei optime de funcţionare a unui utilaj, linie tehnologică etc. şi rezolvarea acestuia pe calculator. Orice utilaj în exploatare este supus uzurii fizice şi morale. Uzura fizică se manifestă prin pierderea treptată a însuşirilor utilajului aflat în exploatare, ca urmare a solicitărilor de orice natură la care acesta este supus. Aceasta se materializează în creşterea cheltuielilor de reparaţii şi întreţinere în timp. Uzura morală reprezintă reducerea valorii de întrebuinţare a utilajului sub influenţa progresului tehnic. Aceasta se prezintă sub două forme:

Forma I — deprecierea utilajului aflat în funcţiune ca urmare a apariţiei unor utilaje similare, dar la un preţ de cost mai redus.

Forma a II-a — deprecierea utilajului datorită apariţiei altora mai productive.

Modelul matematic propus ia în considerare toate formele de uzură menţionate.

Literatura de specialitate [1], [2] indică o relaţie de calcul privind determinarea timpului după care un utilaj trebuie înlocuit, ţinînd seamă de uzura fizică şi de reactualizarea costurilor:

$$\Gamma_n = \left[A + C_1 + \frac{C_2}{(1+p_n)} + \frac{C_3}{(1+p_n)^2} + \right.$$

$$\left. + \ldots + \frac{C_n}{(1+p_n)^{n-1}}\right] + \left[\frac{A+C_1}{(1+p_n)^n} + \frac{C_2}{(1+p_n)^{n+1}} + \right.$$

$$\left. + \ldots + \frac{C_n}{(1+p_n)^{2n+1}}\right] + \ldots = \frac{A + \sum_1^n C_i \frac{1}{(1+p_n)^{i-1}}}{1 - \frac{1}{(1+p_n)^n}} \qquad (1)$$

unde:

A este valoarea de achiziţie a utilajului;

C_i — cheltuielile anuale de reparaţii şi întreţinere efectuate în anul i;

p_n — coeficientul de eficienţă normat pe ramură, a investiţiei.
În ramura metalurgică $p_n = 0{,}2$ an^{-1};

Γ_n — suma totală de care ar trebui să se dispună la începutul perioadei, pentru a înlocui utilajul după fiecare n ani într-un timp nelimitat.

Relaţia (1) nu ţine seamă de influenţa uzurii morale sub cele două forme ale sale. Luînd în considerare uzura morală de formă I, materializată prin reducerea valorii de achiziţie a utilajului şi, implicit, a cheltuielilor de reparaţii şi întreţinere, relaţia (1) devine:

$$\Gamma_n = \left[A + C_1 + \frac{C_2}{(1+p_n)} + \frac{C_3}{(1+p_n)^2} + \right.$$

$$\left. + \ldots + \frac{C_n}{(1+p_n)^{n-1}}\right] + U_1\left[\frac{A+C_1}{(1+p_n)^n} + \right.$$

$$\left. + \frac{C_2}{(1+p_n)^{n+1}} + \ldots + \frac{C_n}{(1+p_n)^{2n-1}}\right] + \ldots =$$

$$= \frac{A + \sum_1^n C_i \frac{1}{(1+p_n)^{i-1}}}{1 - \frac{U_1}{(1+p_n)^n}} \qquad (2)$$

unde:

U_1 este $1 - U_{m1} = \dfrac{A_I}{A}$;

U_{m1} — uzura morală de forma I;

A_I — valoarea de achiziţie a unui utilaj nou.

Uzura morală de forma a II-a se manifestă prin reducerea cheltuielilor de exploatare raportate la acelaşi volum de producţie şi menţinerea la acelaşi nivel a valorii de achiziţie. Dacă se ia în considerare această formă de uzură se obţine relaţia:

$$\Gamma_n = \left[A + C_1 + \frac{C_2}{(1+p_n)} + \frac{C_3}{(1+p_n)^2} + \ldots + \right.$$

$$\left. + \frac{C_n}{(1+p_n)^{n-1}}\right] + \left[\frac{A}{(1+p_n)^n} + \frac{U_2 C_1}{(1+p_n)^n} + \right.$$

$$\left. + \frac{U_2 C_2}{(1+p_n)^{n+1}} + \ldots + \frac{U_2 C_n}{(1+p_n)^{2n-1}}\right] + \ldots =$$

$$= \frac{A}{1 - \frac{1}{(1+p_n)^n}} + \frac{\sum_1^n C_i \frac{1}{(1+p_n)^{i-1}}}{1 - \frac{U_2}{(1+p_n)^n}} \qquad (3)$$

unde :

$$U_2 = 1 - U_{m2} = \frac{C_{II}}{C};$$

U_{m2} — uzura morală de forma a II-a;
C_{II} — cheltuieli de exploatare a utilajului nou, pentru același volum de producție.

Considerînd influența concomitentă a celor trei forme de uzură, relația generală de calcul devine :

$$\Gamma_n = \left[A + O_1 + \frac{C_2}{(1+p_n)} + \frac{C_3}{(1+p_n)^2} + \ldots + \frac{C_n}{(1+p_n)^{n-1}}\right] + U_1\left[\frac{A}{(1+p_n)^n} + \frac{U_2 C_1}{(1+p_n)^n} + \ldots + \frac{U_2 C_2}{(1+p_n)^{n+1}} + \ldots + \frac{U_2 C_n}{(1+p_n)^{2n-1}}\right] + \ldots =$$

$$= \frac{A}{1 - \frac{U_1}{(1+p_n)^n}} + \frac{\sum_1^n C_i \frac{1}{(1+p_n)^{i-1}}}{1 - \frac{U_1 U_2}{(1+p_n)^n}} \qquad (4)$$

Observație : în cele patru relații Γ_n reprezintă suma unei progresii geometrice cu rația subunitară și cu un număr infinit de termeni.

Timpul optim de înlocuire a utilajului respectiv este acela pentru care $\Gamma_n = \Gamma_{minim}$. Se demonstrează că acest minim există.

Dînd diverse valori uzurii morale de formele I și a II-a se obțin diverși timpi optimi de înlocuire a utilajului.

Relația (4) are un caracter general, putînd fi aplicată pentru orice utilaj, instalație, linie tehnologică etc.

Rezolvarea practică a problemei, fiind destul de laborioasă, necesită folosirea tehnicii moderne de calcul.

Schema logică pentru rezolvarea pe calculator a problemei [3], [4] este redată în figura 1.

Programul în limbaj FORTRAN pentru calculatorul FELIX — C—256 este redat în tabela 1.

Pentru exemplificare se consideră o linie tehnologică de sudură prin curenți de înaltă frecvență. Linia fiind o noutate în țara noastră nu există date cu privire la durata de funcționare (serviciu) a ei.

Valoarea de achiziție a liniei și cheltuielile anuale de reparații și întreținere pentru o perioadă de 20 ani sînt redate în tabela 2. Datele respective au fost determinate prin extrapolarea datelor statistice existente.

Problema a fost rezolvată pe calculator pentru :

$U_1 = 1 - 0{,}5$; $U_2 = 1 - 0{,}5$, adică :

$L = 20$; $M = 11$; $N = 11$ (tabela 1)

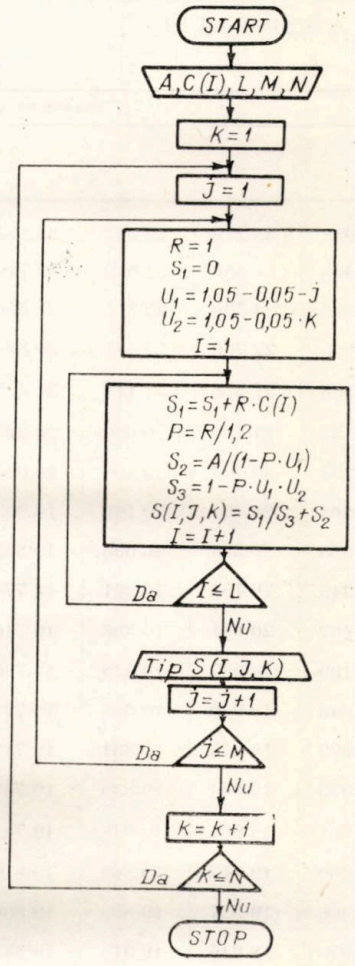


Fig. 1. Schema logică.

Tabela 1

Programul pentru calculator

```
1 INTEGER A, C (20), S(20,11,11)
2 READ(105,1, END = 100)A, (C(I), I = 1,20), L, M, N
3 1 FORMAT (1615)
4 100 DØ8 K = 1,N
5 DØ7 J = 1,M
6 R = 1
7 S1 = 0
8 U1 = 1 · 05—0 · 05 J
9 U2 = 1 · 05—0 · 05 K
10 DØ2 I =1, L
11 S1 = S1 + R C(I)
12 P = R/1 · 2
13 S2 = A/(1—P UI)
14 S3 = 1—P U1
15 S(I, J, K) = S1/S3 + S2
16 2 R = P
17 WRITE (108,3) (S(I, J, K), I = 1,L)
18 3 FØRMAT (11('0'/11 ('0'5×,20I6)))
19 7 CØNTINUE
20 8 CØNTINUE
21 STØ P
22 END
```

Tabela 2

Anul	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
C mii lei	1	2 348	2 353	2 363	2 377	2 396	2 420	2 451	2 489	2 534	2 587	2 652	2 724	2 811	2 908	3 024	3 154	3 302	3 470	3 668	3 888

A = 5 000 mii lei

Tabela 3

Valorile lui n pentru $K = 1$, $J = 1 - 10$ ($U_2 = 1$, $U_1 = 1 - 0{,}55$)

I \ J										
1	44 088	35 270	29 392	25 193	22 044	19 594	17 635	16 032	14 696	13 565
2	30 465	27 356	24 823	22 719	20 944	19 427	18 114	16 968	15 958	15 061
3	25 990	24 320	22 851	21 550	20 389	19 346	18 405	17 552	16 774	16 062
4	23 805	22 746	21 777	20 887	20 067	19 309	18 606	17 953	17 343	16 774
5	22 538	21 806	21 119	20 475	19 868	19 297	18 757	18 247	17 764	17 306
6	21 731	21 197	20 689	20 205	19 742	19 301	18 879	18 475	18 087	17 716
7	21 187	20 784	20 397	20 024	19 664	19 317	18 982	18 659	18 346	18 043
8	20 808	20 497	20 196	19 903	19 619	19 342	19 074	18 812	18 558	18 311
9	20 538	20 294	20 056	19 823	19 596	19 374	19 157	18 944	18 737	18 533
10	20 345	20 151	19 961	19 774	19 590	19 410	19 234	19 060	18 890	18 722
11	20 207	20 051	19 898	19 746	19 598	19 451	19 306	19 164	19 024	18 885
12	20 109	19 983	19 859	19 736	19 614	19 494	19 375	19 258	19 142	19 028
13	20 043	19 940	19 838	19 737	19 638	19 539	19 441	19 345	19 249	19 154
14	19 999	19 915	19 831	19 749	19 667	19 585	19 505	19 425	19 345	19 266
15	19 973	19 904	19 835	19 767	19 700	19 632	19 566	19 499	19 433	19 368
16	19 961	19 901	19 848	19 791	19 735	19 680	19 624	19 596	19 515	19 460
17	19 960	19 913	19 866	19 819	19 773	19 727	19 681	19 635	19 590	19 544
18	19 966	19 927	19 889	19 850	19 812	19 773	19 735	19 697	19 659	19 622
19	19 979	19 946	19 915	19 883	19 851	19 819	19 788	19 756	19 725	19 693
20	19 997	19 971	19 944	19 917	19 891	19 864	19 838	19 812	19 785	19 759

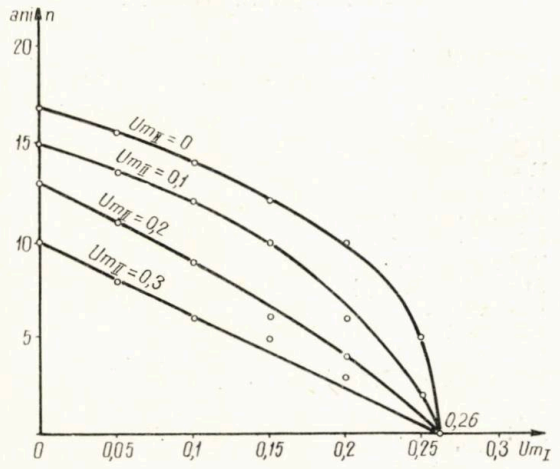


Fig. 2. Variaţia timpului de înlocuire a liniei în funcţie de uzura morală de forma I, pentru diferite grade de uzură morală de forma a II-a.

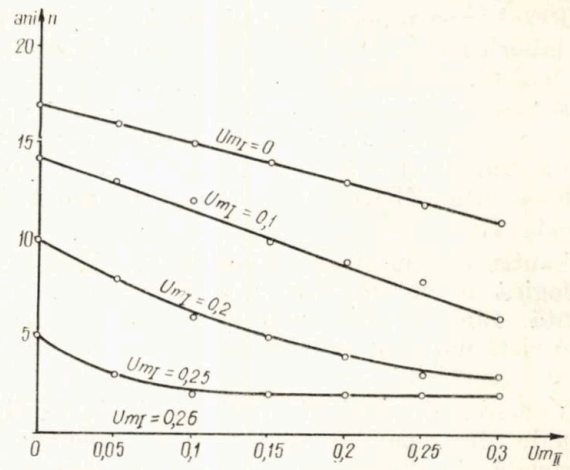


Fig. 3. Variaţia timpului de înlocuire a liniei în funcţie de uzura morală de forma a II-a, pentru diferite grade de uzură de forma I.

O parte din datele obținute pe calculator sînt redate în tabela 3. Cu ajutorul acestor date au fost construite curbele din figurile 2 și 3.

Figura 2 redă variația timpului de înlocuire a liniei funcție de uzura morală de forma I, pentru diferite grade de uzură morală de forma a II-a. Se observă că acest timp scade pe măsura creșterii uzurii morale de forma I și este cu atît mai mic, cu cît uzura morală de forma a II-a este mai mare.

Pentru o uzură morală de forma I egală cu 0,26, linia de sudură trebuie înlocuită imediat.

Figura 3 redă variația timpului de înlocuire a liniei în funcție de uzura morală de forma a II-a, pentru diferite grade de uzură de forma I. Timpul de funcționare scade pe măsura creșterii uzurii morale de forma a II-a, tinzînd către o valoare constantă cu atît mai mică, cu cît uzura morală de forma I este mai mare.

Din cele două diagrame rezultă că pentru linia tehnologică de sudură, considerată timpul optim de menținere în exploatare, este de 17 ani, considerînd uzura morală de ambele forme egală cu zero.

Pentru orice tip de utilaj se pot trasa curbe asemănătoare cu cele redate în figurile 2 și 3. Aceste curbe se pot utiliza ca nomograme pentru determinarea duratei de funcționare a utilajului, în funcție de diverse grade de uzură și, eventual, la evaluarea cotelor de amortizare ale acestuia.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kaufman A. *Metode și modele ale cercetării operaționale*. București, Ed. științifică, 1968.

[2] Știrbu C., Condurache Gh. și Pricop N. *Determinarea duratei optime de funcționare a unei linii tehnologice*. Comunicare la simpozionul „Probleme ale conducerii și organizării producției și muncii". Craiova, Fac. de studii economice, 1973.

[3] Dimo P. *Programarea în FORTRAN*. București, Ed. didactică și pedagogică, 1971.

[4] Poeta N. ș.a. *Exemple de programe în FORTRAN rezolvate*. Iași, 1972.

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

C.E.E. se interesează de oțelul nuclear. Reacția nucleară prezintă de mult timp interes pentru siderurgiști și, probabil, că a venit timpul de începere a explorării perspectivelor concrete pentru elaborarea oțelului. Dacă siderurgia japoneză a fost prima în formularea unui program de abordare a acestei probleme, siderurgia europeană o urmează îndeaproape.

În luna iunie 1973 s-au ținut două reuniuni pe această temă : la Londra, la inițiativa B.S.C. (British Steel Corporation), privind utilizarea reactoarelor de înaltă temperatură pentru producția de oțel ; la Bruxelles cu tema : Utilizarea tehnicilor nucleare pentru gazificarea cărbunelui și fabricarea unui gaz reducător. BSC ar dori ca toți siderurgiștii din noua C.E.E. să se grupeze pentru a stabili un program de cercetări comune.

Pe de altă parte șase societăți vestgermane producătoare de electricitate au întreprins construirea unui reactor experimental de mică putere la Schnehausen (Dortmund) ce va permite, printre altele, de a proceda la unele experiențe în domeniul siderurgiei. Costul studiilor, ce au ca scop elaborarea unui procedeu aplicabil industrial, este evaluat de aceste societăți la circa o jumătate miliard F F, din care esențialul finanțării va fi sub formă de subvenții. (Cu titlu comparativ, costul reactorului siderurgic experimental, proiectat de societățile japoneze pentru 1978, reprezintă a patra parte din devizul german menționat.)

(*L'Usine Nouvelle, nr. 23, iunie, 1973, p. 44*)

*

Uzina de oțeluri speciale de la Fos a început să producă. Uzina de oțeluri speciale Ugine-Aciers de la Fos a produs la 28 mai 1973 primele zeci de metri de sîrmă din oțel inoxidabil. Desigur că nu toate echipamentele funcționează încă, însă producția va crește continuu pînă la sfîrșitul anului, cînd va fi atinsă capacitatea de 250 mii t/an lingouri. Cuptorul de recoacere a fost aprins în luna martie, iar laminorul de sîrmă a intrat în faza de probe în aprilie. Primele douăzeci de tone de oțel trefilat produse la Fos au fost vîndute la 28 mai. Oțelul inoxidabil, sub formă de țagle, este furnizat de uzina L'Ardoise.

Laminorul de sîrmă din oțeluri speciale de construcție și oțel de rulmenți a intrat în perioada de probe în septembrie-octombrie, astfel încît să fie pregătit cînd cuptorul UHP de 100 t va topi primele șarje de fier vechi, producînd oțeluri speciale, oțelurile inoxidabile continuînd a fi livrate de alte uzine ale grupului Ugine.

Uzina are în prezent un personal de 300 angajați, care în următoarele șase luni va ajunge la 800, iar acest efectiv va trebui să-l mențină în cursul primilor ani de funcționare. A doua etapă este deja programată, însă calendarul ei exact nu este încă stabilit definitiv. Actuala uzină trebuie să fie completată de o producție de oțeluri inoxidabile, din care o parte va fi prelucrată la laminorul modern de benzi al uzinei Solmer din vecinătate.

În ceea ce privește oțelul inoxidabil mai este de trecut un hop ; desigur, consumul la acest oțel crește în mod foarte regulat și destul de rapid, totuși, în decursul anilor, suferă salturi. Evident că ar fi preferabil ca o nouă unitate să demareze în momentul unei înviorări generale a cererii după cum este cazul în prezent la oțelurile speciale, dar conjunctura pieței oțelului inoxidabil pare destul de delicată a fi interpretată în prezent. Această categorie nu participă decît parțial la actuala intensificare a cererii internaționale de produse siderurgice. Se știe că International Nichel are anumite dificultăți în menținerea prețului ridicat la acest element de aliere, ceea ce constituie un prim factor de reflecție.

Pe de altă parte, societatea și-a dezvoltat mult producția în special la L'Ardoise. Fără îndoială că alte capacități vor apare curînd pe piață : Acerinox — asociație hispano-japoneză în Spania și proiectul de 250 mii t/an de la British Steel Corporation, fără a mai menționa diversele unități.

(*L'Usine Nouvelle, nr. 24, iunie, 1973, p. 44—45*)

Vetrele mobile ale cuptoarelor metalurgice

Ing. M. Penciu
Institutul de proiectări de uzine și instalații metalurgice—București

CZ 669.1.041

Vetrele mobile ale cuptoarelor metalurgice servesc la încuptorarea pieselor ce urmează a fi încălzite sau tratate termic. Plasarea pieselor grele și voluminoase pe suprafața de lucru a vetrelor se face cu ajutorul macaralelor.

Principalele aplicații la care sînt folosite: încălzire pentru forjare liberă sau în dispozitive; călire, recoacere de omogenizare, recoacere de normalizare, recoacere de înmuiere etc.

Vetrele mobile sînt astfel concepute încît ele răspund condițiilor tehnice de robustețe, formă geometrică stabilă, etanșare cu cuptorul, deplasare a încărcăturii, minimă întreținere în exploatare.

În atelierele de forjă unde sînt manevrate piese calde la temperaturi de forjare este de observat că în mod inerent pot avea loc scăpări ale pieselor din dispozitivul de prindere al macaralei. Căderea liberă a unei piese într-o atare situație poate produce, în zona de șoc, scoaterea din funcțiune a unui grup motor-reductor de acționare a vetrei; deformarea șinelor de rulare; spargerea rulmenților roților; derularea vetrei etc. Drept consecință dimensionarea vetrei se efectuează luîndu-se în considerare sarcina dinamică, aceasta fiind cel puțin de două ori mai mare decît cea statică:

$$S_d = \Psi G_p$$

unde:

S_d este sarcina dinamică rezultată ca efect al greutății piesei aplicată brusc asupra vetrei, kgf;
Ψ — multiplicator de impact;
G_p — greutatea piesei, kgf.

Dacă piesa este aplicată brusc pe vatră, de la o înălțime zero, atunci conform calculelor de solicitări dinamice $\Psi = 2$, deci $S_d = 2\,G_p$.

Vatra mobilă este căptușită cu material refractar. Totuși, temperaturile ce apar în construcția metalică a vetrei (100 — 200°C) cauzează dilatări ale diverselor elemente ce o compun. Pentru ca pe parcursul exploatării vatra să aibă o formă geometrică stabilă trebuie ca elementele asamblate din structura ei metalică să se poată dilata liber.

Vatra etanșează cu cuptorul prin intermediul unui jgheab pe care-l poartă. În jgheab se introduce ca mediu de etanșare nisipul, vata minerală sau apa recirculată. Nisipul este folosit cînd jgheabul este fix montat pe vatră. Dacă jgheabul este mobil montat pe vatră se folosesc celelalte două medii de etanșare. Jgheabul mobil montat este acționat pentru etanșare după introducerea vetrei în cuptor de către ușa cuptorului la închiderea ei. Etanșarea prin jgheab mobil montat pe vatră s-a dovedit mai eficientă decît celălalt sistem și se folosește în special atunci cînd este necesar a se asigura un strict regim termic al cuptorului.

Deplasarea vetrei se face adesea pe roți cu rulmenți și mai rar pe roți cu lagăre de alunecare. Se mai folosesc în acest scop și trenurile cu role mono- sau duodiametrale. Acestea din urmă suportă regimuri de lucru mai grele, în special din punct de vedere al impactului încărcărilor pe vatră.

Rulmenții roților de rulare de tipul radiali-axiali cu role conice sînt cei mai indicați pentru utilizare. La aceștia se poate regla poziția relativă a inelelor, asigurîndu-se jocuri mari, spre a se evita suprasolicitările din rolele conice provocate de variația temperaturii din interiorul lagărului.

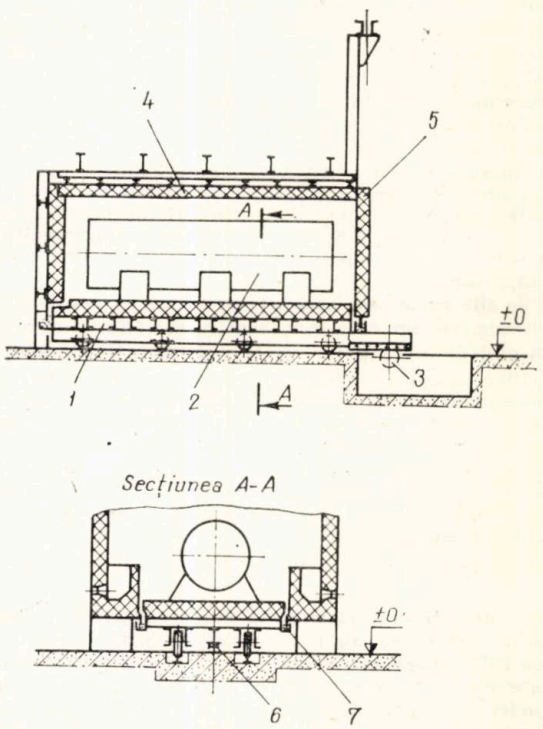


Fig. 1
1 — vatră mobilă; *2* — piesă; *3* — pinion de atac al cremalierei cu bolțuri; *4* — cuptor; *5* — ușă; *6* — cremalieră cu bolțuri; *7* — jgheab de etanșare.

Acţionarea vetrelor pînă în prezent este aproape în exclusivitate electromecanică prin motor-reductor.

Alegerea tipului motoarelor electrice se face ţinîndu-se seamă mai întîi de faptul că pornirile au loc de cele mai multe ori în plină sarcină. De asemenea se va ţine seamă şi de durata relativă a acţionărilor notate cu DA.

$$DA\ \% = \frac{\Sigma t}{10} 100;$$

pentru vetre mobile $DA = 20\ \%$ [2]

Σt reprezintă suma timpilor de acţionare într-un interval de 10 min.

Forţa necesară antrenării vetrei W este o sumă a forţelor ce se opun la înaintare, rezultate din: frecările în lagărele roţilor; rezistenţa la rostogolire a roţilor; rezistenţa suplimentară produsă prin frecarea buzelor roţilor cu şinele de rulare.

Pentru o determinare mai comodă a rezistenţelor la deplasarea vetrelor mobile se foloseşte aşa-numitul coeficient de rezistenţă la deplasare w, care se defineşte ca raportul dintre forţele de rezistenţă la înaintare şi greutatea totală ce se deplasează.

Conform experienţei firma BROBU-OFEN din R.F. Germania [2], $W = 25$ kgf/tf la vetre, avînd roţi cu rulmenţi unşi şi 40 kgf/tf la vetre avînd roţi cu lagăre de alunecare unse (în ambele cazuri este admisă o ungere deficientă).

Unsorile ce se utilizează sînt cele pe bază de săpun de litiu sau cele pe bază de săpunuri complexe capabile să asigure o ungere pînă la + 250°C [4].

Puterea motorului se calculează cu relaţiile:

$$N = \frac{W \cdot V}{60 \cdot 75 \cdot \eta}, \text{ CP}; \quad W = w \cdot G_t, \text{ kgf}$$

unde:

V reprezintă viteza de deplasare a vetrei, m/min;

η — randamentul transmisiei mecanice;

G_t — greutatea totală ce se deplasează (a vetrei şi a încărcăturii), tf.

Observaţie: pînă în prezent valorile vitezei V mai des întîlnite sînt 6, 12 şi 24 m/min, în funcţie de procedeul tehnologic [2].

Acţionarea vetrelor este de scurtă durată şi cu pauze relativ mari. Pentru aceste motive în transmisia mişcării, reductoarele de turaţie planetare ar putea avea prioritate. Reductoarele planetare sînt de 2—6 ori mai reduse în greutate decît reductoarele obişnuite pentru aceeaşi putere de transmisie şi acelaşi raport de reducere a turaţiei.

Antrenarea vetrei mai frecvent folosită este prin cremalieră cu bolţuri şi pinion de atac cu dantură în profil evolventic sau cicloidal. Ambele profile impun condiţia ca axa bolţurilor cremalierei, aflată în angrenare, să fie tangentă la cercul de divizare al pinionului de atac. Nerespectîndu-se această condiţie se vor observa discontinuităţi în timpul antrenării vetrei.

Vetrele mobile ale cuptoarelor de tratament termic pot fi antrenate, acolo unde exploatarea cere, şi cu ajutorul macaralei podului rulant prin intermediul unei role solid fixate în fundaţie (cu avizul ISCIR) sau cu mecanism de transport plasat pe un pod rulant de transfer comun mai multor cuptoare. Firma SKODA din R.S. Cehoslovacă livrează cuptoare de tratament termic şi cu astfel de acţionări ale vetrelor mobile [3].

În viitor ar fi posibil ca deplasarea vetrelor ce deservesc cuptoarele metalurgice să se facă pe pernă de aer, folosindu-se pistele de beton de rugozitate redusă. Datorită sistemului cu pernă de aer s-au putut deplasa sarcini de 220 tf [5] şi chiar mai mari. Deplasările pe pernă de aer sînt foarte propice acolo unde distanţele de deplasare sînt reduse.

Efortul necesar deplasării pe pernă de aer este neînsemnat.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Documentaţie de execuţie. IPROMET, 1970—1973.

[2] * * * Prospectele firmei BROBU-OFEN, R.F.G., 1973.

[3] * * * Prospectele firmei SKODA, R.S.C., 1973.

[4] * * * Ministerul Petrolului—Noţiuni despre lubrifiant şi ungere, 1968.

[5] Constantinescu. V. N. *Aplicaţii industriale ale lagărelor cu aer*. Bucureşti, Ed. Academiei R.S.R., 1968.

Determinarea nitrurii de aluminiu prin metoda cu brom-acetat de metil

Ing. Maria Steliana Făgărăşan
şi ing. Maria Letiţia Buzuloiu
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

CZ 669.712.3 :661.862.41

Cunoaşterea conţinutului de azot al oţelurilor a contribuit mult la explicarea anumitor fenomene care afectează proprietăţile mecanice ale lor, mai ales îmbătrînirea observată după călire sau deformare la rece. Cu timpul s-a constatat însă că determinarea conţinutului total de azot nu este suficientă pentru a putea explica efectul favorabil sau nefavorabil al prezenţei azotului în oţeluri şi că separarea şi dozarea cantitativă a azotului, existent sub formă de diferite nitruri în oţel, este o condiţie esenţială pentru aprecierea calităţii oţelurilor.

Această problemă este însă destul de dificilă şi, din toate tipurile de nitruri prezente în oţel, separarea şi dozarea nitrurii de aluminiu se poate considera momentan rezolvată.

Diverse metode au fost experimentate pentru separarea nitrurii de aluminiu din oţeluri, printre care: dizolvarea în acid sulfuric, acid azotic, brom-acetat şi iod-alcool metilic [1], [2], [3], [4].

Comportarea nitrurii de aluminiu sintetice faţă de reactivii folosiţi, funcţie de temperatură şi durata de atac, este prezentată în tabela 1 [1].

Tabela 1

Reactivi	Temperatura, °C	Durata tratamentului, h	Pierderea medie, %
Apă distilată	ambiantă	5—24	2,1—7,9
Apă distilată	fierbere lentă	0,5—6	22—51,5
Apă distilată +	ambiantă	15—24	3,4
o picătură de	fierbere lentă	0,5—1,0	17,9—29
HCl 10%	fierbere	2′—15′*	21,9—39,2
Acid sulfuric 10%	ambiantă	15—24	4,3
	fierbere	2′—15′*	23,2—42,1
Acid azotic 50%	ambiantă	24	2,6
	fierbere	20	71,3
Iod în soluţie	ambiantă	48	1,1
alcoolică	fierbere cu reflux	5	2,0
Brom + acetat	ambiantă	24	1,1
de metil	fierbere cu reflux	1	1,5

* Timpul măsurat după sfîrşitul efervescenţei.

În tabela 2 sînt redate rezultatele încercărilor efectuate pe un oţel necalmat cu adaosuri diferite de aluminiu. Din examinarea acestor rezultate reiese că dozarea azotului pe reziduu de la dizolvarea în acid sulfuric dă totdeauna rezultate inferioare celor obţinute prin folosirea altor metode şi, deci, o parte din nitrura de aluminiu este dizolvată în cursul atacului la cald al oţelului.

Tabela 2

Adaosul de Al, g/6 kg oţel	Azot total, ppm	Azotul determinat în reziduu după dezagregarea chimică, ppm			
		H_2SO_4	HNO_3	Brom	Iod
0	119	0	32	19	8
20	118	22	nedozat	95	85
40	116	69	nedozat	104	116
60	110	53	134	106	97

Obs. Rezultatele reprezintă media a 2—10 determinări individuale.

Determinarea nitrurii de aluminiu din reziduul obţinut prin mai multe procedee chimice [1] este prezentată în tabela 2.

În cazul dizolvării în acid azotic, rezultatele sînt superioare conţinutului total de azot, care poate fi explicat prin eliminarea incompletă a nitraţilor chiar sub acţiunea reducătoare a sulfatului feros adăugat.

Dizolvarea în iod în soluţie alcoolică, experimentată pe un număr mai mic de probe, dă rezultate relativ bune dar totuşi ceva mai mici decît prin metoda cu brom-acetat de metil, care pot proveni din cantităţi mici de apă posibil prezente în alcool.

Este de remarcat că procedeul de dizolvare în brom-acetat de metil pare cel mai indicat pentru a realiza separarea corectă a nitrurii de aluminiu. Această metodă a fost studiată în mod deosebit de către Beeghly [2] care fixează la 3 cm^3 cantitatea de brom şi la 15 cm^3 cantitatea de acetat de metil pentru un gram de oţel. Excesul de acetat de metil nu deranjează folosirea cantităţilor mai mici (exemplu 10 cm^3 pe gram de oţel) dînd în general rezultate mai slabe.

Spălarea cu apă caldă este contraindicată. Pentru această operaţie se recomandă acetatul de metil, care dizolvă foarte uşor produsele reacţiei de dizolvare, sau alcoolul metilic lipsit de apă [6].

Beeghly indică această metodă de determinare a nitrurii de aluminiu la toate oţelurile speciale, care nu conţin zirconiu, deoarece ZrN se com-

portă similar cu NAl, fiind distrusă în hidroxid de sodiu cu degajare de amoniac.

Este important de ştiut însă că, prin această metodă se determină numai nitrura de aluminiu precipitată, deci pentru cunoaşterea conţinutului total al acestei faze din oţel eşantioanele trebuie supuse tratamentului termic corespunzător (tabela 3) [1].

Influenţa tratamentului termic asupra cantităţii de nitrură de Al separate şi dozate [1] este prezentată în tabela 3.

Tabela 3

Temperatura de revenire sau recoacere*, °C	Azot în oţel, %
—	0,0020
250	0,0019
500	0,0021
750	0,0120
820	0,0124
960	0,0121
1 150	0,0065
1 250	0,0018

* *Obs.* : Eşantioanele de oţel au fost călite în apă de la 1 200°C şi apoi revenite sau recoapte la temperaturile indicate în tabelă.

Metoda Beeghly a fost experimentată în cadrul Comisiei internaţionale de studii şi raţionalizări de metode pentru determinarea gazelor în oţeluri şi fonte (I.G.C.), iar datele obţinute privind determinarea azotului ca AlN (13—34) în $\% \cdot 10^{-4}$ sînt însumate în tabela 4 [5].

Tabela 4

	Oţel 3	83 N	84 N	111
Media determinărilor	123±14	12±14	29±20	5±9
Numărul de laboratoare	7	12	19	33
Deviaţia standard	5,0	12,0	9,3	4,4
Domeniul	116—129	1—37	7—37	0—25

În cazul oţelului 3, unde cantitatea de nitrură de Al este mare, concordanţa între laboratoare este rezonabil satisfăcătoare, ceea ce nu se poate afirma în cazul oţelurilor cu conţinuturi mici. Aceste variaţii se datorează în parte datelor a 3—4 laboratoare care au dat rezultate foarte diferite de linia majorităţii valorilor.

Oelsen şi Sauer [7] au pus în evidenţă erorile care pot apărea la dizolvarea nitrurii de aluminiu fin, divizate prin pierderile mecanice în timpul procesului de filtrare.

Prin cercetări cu ajutorul microscopului electronic Koch şi colaboratorii [8] s-au urmărit tratamentul termic al oţelului, dimensiunea particulelor de nitrură de aluminiu precipitată şi valorile obţinute prin procedeul cu brom-ester. S-a constatat că nitrura de aluminiu mai mică de 80 Å este solubilă în brom-ester.

Experimentări proprii. În ICEM metoda de determinare a nitrurii de Al prin dizolvare în brom-acetat de metil a fost aplicată la oţeluri de ambutisare dezoxidate cu Al şi de rulmenţi.

Modul de lucru şi rezultatele obţinute. O probă de 5—10 g de şpan de oţel se tratează cu 15 — 30 ml de brom într-un vas Erlenmayer de 250 ml. Se adaugă apoi în porţiuni mici 75 — 150 ml de acetat de metil, răcind paharul într-o baie de apă cînd reacţia devine violentă. Se montează vasul la un refrigerent şi se continuă dizolvarea încă 1 h prin încălzire uşoară (max. 60°C). După aceea se filtrează la vid pe un creuzet filtrant G 2 la care s-a adăugat un strat de azbest de aproximativ 1 cm. Se spală vasul de dizolvare şi filtrul cu alcool metilic (lipsit de apă) pînă la îndepărtarea completă a bromurii de fier. Azbestul care conţine reziduul de la dizolvare este introdus direct în aparatul de distilare (fig. 1). Se adaugă 50 ml hidroxid de sodiu 33% şi prin antrenare cu vapori de apă este captat amoniacul format în soluţie de acid sulfuric n/40 (procedeul de determinare a azotului după STAS 6843/67).

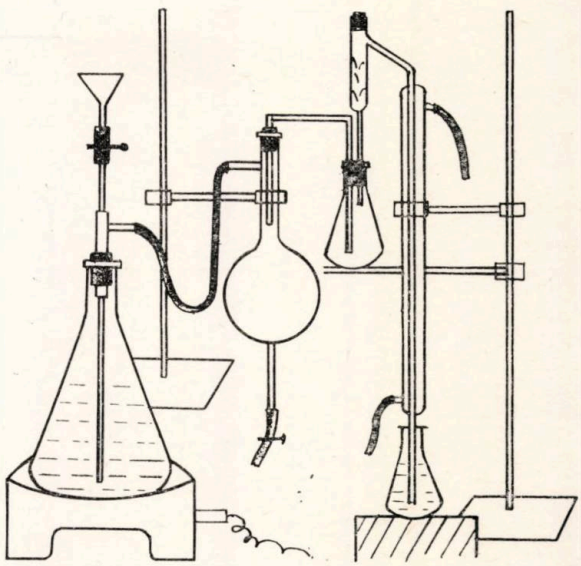


Fig. 1. Aparat de distilare pentru determinarea nitrurii de aluminiu.

În cazul oţelurilor de rulmenţi nu a fost posibilă efectuarea dizolvării prin încălzire cu reflux din lipsa unei agitări adecvate care să împiedice formarea de centre de supraîncălzire

și, deci, împroșcarea întregii probe în afară din instalație, datorită conținutului prea mare de carburi. În acest caz probele au fost dizolvate la rece și filtrarea, efectuată a doua zi. Rezultatele obținute sînt prezentate în tabela 5.

Tabela 5

Compoziția chimică a oțelului, %					N_{total} TN – 14, ppm	N_{NAl}* brom-acetat de metil. ppm
C	Mn	Si	Cr	Al		
0,08	0,4	0,02	—	0,022—0,060	102	94
					74	68
					109	103
					105	103
					92	86
					108	107
					103	91
0,96—1,05	0,9—1,2	0,4—0,65	1,3—1,65	0,08—0,09	110	75
					103	91
					144	83
					135	75
					125	80
					145	63
	0,9—1,2	0,4—0,65	1,3—1,65	0,03	85	49, 56, 53, 53, 56, 53, 46, 56, 42**

* Rezultatele reprezintă media a 2—3 determinări.
** Calculul erorilor:
$\bar{X}$ — 51,55
s — 5
s^2 — 25
Δppm — 14
Δ % — 27.

În concluzie, procedeul de determinare a nitrurii de aluminiu prin dizolvare în bromester duce la rezultate bune dacă se aplică corect și se verifică în mod deosebit conținutul de apă al reactivilor și tratamentul termic al probelor analizate.

Pierderile mecanice în cazul formării nitrurii de aluminiu foarte fină (80 Å) nu pot fi evitate.

În cadrul ICEM aplicarea acestei metode, pentru o gamă mai mare de oțeluri cu conținuturi diferite de nitrură de aluminiu, este în curs de cercetare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Meunifer F. și Demarez A. *Separarea și dozarea nitrurii de Al în oțelurile carbon.* Revue de Métallurgie, nr. 9, 1952, p.655—663.

[2] Beeghly H. F. *Analyst-Chemistry* (S.U.A.), nr. 12, 1949, p. 1513.

[3] Koch W. și Sauer K. H. *Studiul nitrurilor formate în aliajele ternare ale fierului și proprietățile lor chimice.* Arch. Eisenhüttenwessen, nr. 8, 1965, p. 591—596.

[4] Svedung *Dozarea nitrurii de Al în oțel.* Jernkont Ann., Suedia, nr. 6, 1971, p. 295—297.

[5] Scholes P. H. *Separarea și determinarea selectivă a fazelor de nitruri în oțel.* Steel Times, nr. 10, 1970, p. 172—180.

[6] Bauer G. A. Analyst-Chemistry, nr. 37, 1965, p. 300.

[7] Oelsen W. și Sauer K. H. *Contribuție la dozarea azotului liber și combinat în oțeluri.* Archiv. Eisenhüttenwessen, nr. 2, 1967, p. 141—144.

[8] Koch W. *Dozarea azotului din oțel prin reducere cu hidrogen.* Arch. Eisenhüttenwessen, nr. 9, 1971 p. 649—653.

Situaţia pe plan mondial a instalaţiilor de reducere directă

CZ 669.181 (100.1)

Procedeele de reducere directă suscită în ultimii ani un viu interes în diverse ţări:

— în ţările cu siderurgie dezvoltată (R.F.G., S.U.A., Anglia, Japonia) se fac cercetări şi încercări de utilizare a produselor prereduse (fie în furnale — pentru fontă, fie în cuptoare electrice — pentru oţel), urmărindu-se prin aceasta eliberarea siderurgiei de dependenţa de cărbunele cocsificabil;

— în ţările în curs de dezvoltare, dispunînd de materii prime feroase şi hidrocarburi, se are în vedere construirea de mini-uzine sau chiar de uzine mai mari pe baza materiilor prime proprii.

Cu tot acest interes, instalaţiile industriale realizate pînă în prezent sînt în majoritate de capacitate mică (pînă la 400 000 t/an) şi au de obicei un caracter local; nu există încă uzine siderurgice mari cu o producţie de ordinul milioanelor de tone care să se bazeze pe reducere directă şi nici instalaţii de reducere directă care să livreze burete de fier în cantităţi mari pe piaţa mondială.

Principalele procedee de reducere directă se pot clasifica astfel:

a) Procedee utilizînd ca agent reducător cărbune: SL/RN (cuptor rotativ); Krupp (cuptor rotativ); Nuevo Proceso (N.P.) — derivă din procedeul Echevaria.

b) Procedee care utilizează ca agent reducător hidrocarburi (gaze naturale): HyL (reactor fix); Midrex (cuptor cu cuvă); Purofer (cuptor cu cuvă); Armco (cuptor cu cuvă); Nu-Iron sau HIB (pat fluidizat); Novalfer (pat fluidizat); Esso Fior (pat fluidizat); H-Iron (pat fluidizat).

În ultimii ani se pare că procedeele care utilizează hidrocarburi înclină balanţa în favoarea lor; procedeul HyL se aplică în Mexic deja de 15 ani, iar procedeul Midrex este folosit în S.U.A. din 1969 şi din 1972 în R.F. Germania. Noi instalaţii folosind hidrocarburi sînt pe cale de a fi puse în funcţiune sau în stadiu de proiecte în diferite ţări. Proiectul cel mai important este acela pentru anomalia magnetică de la Kursk (U.R.S.S.), care are în vedere producerea de 5 mil. t pelete prereduse după procedeul Midrex.

Dimpotrivă procedeul SL/RN (folosind cărbune ca agent reducător), după un început promiţător, pare că în prezent bate pasul pe loc: instalaţiile existente au dificultăţi serioase de funcţionare, iar realizarea proiectelor pentru o serie de instalaţii mari se amînă (proiectul pentru Steel Co. of Canada la Nanticoke — lacul Erié — care preconizează alimentarea cu produse prereduse a unei uzine cu o capacitate finală de 12 mil. t scurt/an şi proiectul societăţii miniere australiene Hamersbey care prevede producerea de 1,5 mil. t/an pelete prereduse pentru a fi vîndute pe piaţa mondială).

În privinţa produsului rezultat din reducerea directă, acesta variază mult calitativ de la un procedeu la altul. Unele instalaţii realizează numai o reducere parţială, produsul rezultat fiind destinat producţiei de fontă. Este cazul instalaţiilor de la Skopie (Iugoslavia) şi Highveld (Steel and Vanadium Corp. — Africa de Sud). Alte instalaţii sînt destinate aprovizionării unor uzine locale, dispunînd de oţelării electrice (fie mini-uzine, fie uzine mai mari cu o producţie de oţel brut pînă la 600 000 t/an). În această categorie intră instalaţiile HyL din Mexic şi Brazilia, instalaţiile, Midrex din S.U.A., R.F. Germania şi, în curînd Canada, o instalaţie SL/RN, care urmează să intre în funcţiune în Brazilia şi instalaţie Krupp, în construcţie în Africa de Sud. Este de notat că unele din aceste uzine au în vedere mărirea capacităţii lor la 1 — 1,5 mil. t oţel brut pe an prin construirea de noi instalaţii (Hamburger Stahlwerke, Sibdec-Dosco Usiba).

Uzina din Houston a firmei Armco-Steel este singura actualmente care dispune atît de instalaţii de reducere directă, cît şi de furnale (se face abstracţie de instalaţiile experimentale).

Proiectul pentru Kursk (procedeul Midrex) este actualmente singurul care prevede construirea unei uzine mari. Consumul acestei uzine se va ridica la circa 3 mil. t pelete prereduse pe an, disponibilul de 2 mil. t/an va fi livrat siderurgiei din R.F. Germania, timp de 10 ani (în contul furniturilor de utilaje livrate de R.F.G.).

În privinţa perspectivei de a se găsi pe piaţa mondială burete de fier, afară de proiectele mai vechi ale Hamersley şi Esso — Fier, trebuie amintite:

— producerea de pelete Fe-Ni ale Falconbridge (procedeul SL-RN) care însă şi-a încetat activitatea la începutul anului 1973;

— instalaţia Nu-Iron (1 mil. t/an), pusă recent în funcţiune în Venezuela de societatea Orinoco Mining Corp. (filială a firmei U.S. Steel), produce pelete cu 85% Fe, destinate producţiei de fontă. Se pare că din punct de vedere tehnic este posibilă pe aceleaşi instalaţii realizarea unei reduceri mai avansate pentru obţinerea unor produse, care să fie încărcate direct în cuptoare electrice. Oricum, o bună parte a producţiei acestei uzine va fi absorbită de uzinele societăţii U.S. Steel (furnalele şi oţelăriile electrice din Fairless Works şi Cedar Point) şi de uzinele din Venezuela (cuptoarele Tysland-Hole ale Sidor sau oţelăria electrică a lui Sinvesa);

Tabela 1

Capacitate în produs preredus cifre rotunde, 1 000 t

	În funcțiune sau în curs de punere în funcțiune	În construcție
HyL		
Mexic		
Grupul Hylsa	Monterrey 250 (1957 și 1960) (2 unități) Pueblu 250 (1969) Monterrey 350 (1973)	
Tamsa	Vera Cruz 200/700 (1967)	
Brazilia		
Usiba	Aratu (Bahia) 200 (1972—73)	
Total HyL	900	350
Midrex		
S.U.A.		
Oregon Steel Mills	Portland/Ore 400 (1949)	
Georgetown Steel	Georgetown (S.C.) 400/800 (1971)	
R.F. Germania		
Hamburger Stahlw.	Hamburg 400 (1972)	
Canada		
Sidbec/Dosco	Contrecoeur 400 (1072—73)	
Total Midrex	1 600	
Purofer		
R.F. Germania		
Thyssen	Oberhausen (inst. pilot) 150 (1970)	
Armco		
S.U.A.		
Armco Steel	Huston (Texas) 350 (1972)	
Nu-Iron (HIB)		
Venezuela		
Orinoco Mining Co., (filială a lui U. S. Steel)	Puerto Ordaz 1 000 (1972)	
SL-RN		
Noua Zeelandă		
New Zealand Steel	Glenbrook 150 (1969)	
Coreea de Sud		
Inchon Heavy Industry	Inchon* (150) (1969—70)	
Brazilia		
Piratini	Charqueadas (Rio Grande do Sul)	60 (1973)
India		
Chowgule and Co. (Goa)	Hospet	150 (?)
Canada		
Falconbridge	Sudbury, Ontariu* (300) (1970)	
Total SL—RN	600 (din care 150 în funcțiune)	210
Krupp		
Africa de Sud		
Dunswart Iron and Steel	Benoni	100 (1973)
Nuevo Processo		
Italia		
Siderurgica Monofalcone	Monofalcone	30 (?)

*) Instalații oprite în prezent.

Obs. : Nu cuprinde instalații care efectuează numai o reducere parțială în vederea prelucrării ulterioare în fontă.

— proiectul Midland-Ross de a se construi în Louisiana o instalație Midrex cu o capacitate de 800 000 t/an se pare că a fost abandonat.

În tabela 1 sînt prezentate instalațiile de reducere directă în funcțiune sau în curs de construcție. Din tabelă rezultă că în anul 1973 capacitatea de producție instalată sau în curs de punere în funcțiune se ridică la 4 150 000 t. Capacitatea instalațiilor în construcție, care ar putea intra în funcțiune în 1973, este de 510 000 t. Alte instalații în construcție, a căror punere în funcțiune nu este încă precizată, reprezintă o capacitate de încă 180 000 t.

Dintre acestea capacitatea instalațiilor în funcțiune, în curs de pornire sau în construcție, care urmează să furnizeze burete de fier oțelării electrice, este de 3 840 000 t la care se adaugă 1 mil. t brichete HIB, destinate însă, în primul rînd, alimentării furnalelor (și numai incidental pentru cuptoare electrice).

Față de stadiul actual al problemei, majoritatea specialiștilor sînt de acord asupra următoarelor :

— sub aspectul consumului de calorii furnalul rămîne imbatabil dar utilizează un combustibil scump, cu toate că se pot realiza economii de cocs prin injectare de gaz metan sau păcură în furnal. De aceea în contextul actual (penurie de cărbune cocsificabil și poluare) procedeul de reducere directă va juca un anumit rol, dar numai pentru uzine cu capacitate limitată ;

— în ce privește alegerea procedeului, rezultatele obținute utilizînd procedeul SL-RN (cuptor rotativ) sînt departe de a fi încurajatoare, în timp ce procedeele cu cuptoare cu cuvă pare să asigure o funcționare satisfăcătoare. Într-o perioadă mai îndepărtată procedeele prin fluidizare ar putea avea succes deoarece ele permit utilizarea energiei nucleare ;

— sub aspectul rentabilității, procedeele care utilizează hidrocarburi ca agent reducător au la bază aprovizionarea satisfăcătoare cu gaze naturale la un preț acceptabil. Dacă prețul ridicat al cărbunelui cocsificat a făcut ca unele procedee de reducere directă să prezinte interes, apariția unor dificultăți în aprovizionarea cu gaze naturale ar putea la rîndul său să influențeze defavorabil progresele realizate în extinderea unor procedee ca HyL, Midrex, Purofer. Astfel se explică interesul care se manifestă în Italia pentru procedeul NP (cărbune), țară în care prețul gazului metan a crescut sensibil în ultimul timp.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Lucrările simpozionului internațional asupra reducerii directe a minereurilor de fier (ONU—Comitetul oțelului), București, sept. 1972.

[2] * * * Revue de Métallurgie, nr. 4, 1973, p. 73E—84E.

Dr. ing. L. Apa

Comitetul de Stat al Planificării

Transportul electromagnetic al metalului lichid și automatizarea proceselor de turnare

CZ 669–404 :621.86 :621.74–52

Ultimele două decenii au făcut loc unor noi cuceriri ale științei și tehnicii prin folosirea energiei nucleare și cucerirea cosmosului. Ca urmare, în țări dezvoltate ca Anglia, Japonia, S.U.A. și U.R.S.S. au căpătat un sporit interes problemele practice ale magnetohidrodinamicii (MHD).

Turnarea și transportul metalelor lichide constituie, fără îndoială, veriga importantă a proceselor tehnologice în metalurgie; în același timp aceste operații sînt afectate cel mai greu de mecanizare și automatizare. Perfecționarea radicală a acestor operații reprezintă una din problemele de actualitate; totuși această problemă, în majoritatea cazurilor, nu dă soluții satisfăcătoare cu ajutorul mijloacelor clasice de manipulare a metalului lichid. Ritmul rapid al creșterii producției metalurgice și siderurgice, reducerea prețului ei de cost nu pot fi asigurate numai pe baza însușirii unor soluții tehnice clasice sau prin perfecționarea metodelor existente, ci și prin descoperirea unor metode, principial noi. Se are în vedere posibilitatea utilizării în automatizarea proceselor de turnare a metodelor MHD.

Pentru R.S. România, datorită amplului program de dezvoltare, prezintă deosebită importanță studierea procedeelor moderne de transport și dozare a metalelor lichide și automatizarea acestora.

Considerații asupra metodelor MHD

Principiul de funcționare a mașinilor MHD se bazează pe legea inducției electromagnetice. În conductoarele care se mișcă în cîmp magnetic — în cazul de față în metalul lichid — se induc tensiuni electromotoare sub acțiunea cărora apar curenți electrici. În conformitate cu legea conducției electrice (legea lui Ohm), densitatea de curent în metalul lichid este egală cu:

$$\bar{j} = \sigma(\bar{E} + \bar{v} + \bar{B}) \qquad (1)$$

unde

$\bar{j}$ este vectorul densității de curent;

σ — conductivitatea electrică a metalului lichid;

$\bar{E} + \bar{v} \times \bar{B}$ — cîmpul electric în sistemul de coordonate aferent lichidului;

$\bar{E}$ — cîmpul electric extern sau cîmpul care apare la modificarea în timp a cîmpului magnetic;

$\bar{v} \times \bar{B}$ — tensiunea electromotoare indusă la mișcarea lichidului în cîmpul magnetic.

Interacțiunea dintre cîmpul magnetic și curenții electrici care apar în lichid creează forțe electrodinamice de volum a căror densitate este

$$\bar{f} = \bar{j} \times \bar{B}$$

Aceste forțe pot fi folosite pentru punerea în mișcare a lichidelor electroconductoare.

Dacă lichidul conductor, aflat sub acțiunea cîmpului magnetic de inducție $\bar{B}$, este pus în mișcare sub o forță mecanică exterioară $\bar{f}$, atunci la electrozii mașinii se obține densitatea de curent $\bar{j}$ (fig. 1, *a*). O astfel de funcționare corespunde regimului de generator.

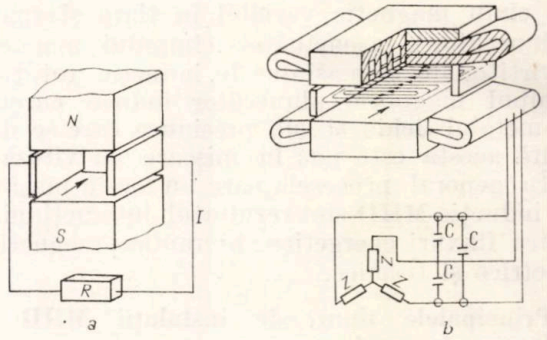


Fig. 1. Principiul funcționării instalațiilor MHD de conducție (*a*) și de inducție (*b*).

Motoarele MHD (numite și pompe electromagnetice) se construiesc fie pe principiul conducției, fie pe cel al inducției, folosind curent continuu, respectiv curent alternativ. Pompele electromagnetice de curent continuu nu reprezintă interes pentru metalurgie. Neajunsurile acestora constau în valoarea mare a curentului de lucru (zeci și chiar sute de mii de amperi) la tensiuni scăzute (1—2 V), ceea ce complică instalația de alimentare cu energie electrică, și în necesitatea folosirii de electrozi metalici electroconductori, aferenți pereților canalului, rezistenți la temperaturi ridicate și la medii corosive.

Deși mașinile MHD în multe privințe sînt asemănătoare mașinilor electrice obișnuite, ele au importante particularități, cele mai semnificative dintre acestea fiind:

— întrefierul relativ mare (la pompe 3 — 5 cm, la generatoare 10 — 15 cm); prezența diferitelor materiale în întrefier duce la o distribuție complexă a cîmpului electromagnetic ceea ce creează un mare flux de dispersie;

— circuitul magnetic întrerupt (deschis) și lungimea finită a inductorilor dau naștere unui efect de capăt nedorit în circuitul primar și secundar (în metalul lichid), în legătură cu cîmpul pulsatoriu și distribuția curenților de inducție în limitele zonei de lucru a mașinii;

— neuniformitatea distribuției curenților pe lățimea canalului creează un efect de capăt transversal care micșorează randamentul;

— la ieșirea și intrarea metalului lichid în zona de acțiune a cîmpului magnetic și, de asemenea, la mișcarea mediilor conductoare în cîmpul magnetic apar efecte magneto-hidrodinamice complicate.

În figura 1, *b* este prezentată o pompă electromagnetică pentru metal lichid. Inductorul mașinii constă din două miezuri feromagnetice din tole de oțel electrotehnic și o înfășurare polifazată (trifazată) dispusă în crestăturile miezurilor. În întrefierul definit de cele două miezuri este plasat un canal din material refractar. Înfășurările ambelor miezuri ale inductorilor sînt conectate corespunzător, astfel că la alimentarea în curent alternativ se creează un cîmp magnetic variabil în timp și spațiu (alunecător), asemănător cîmpului magnetic învîrtitor de la mașinile de inducție rotative. Cîmpul magnetic alunecător induce curenții în metalul lichid și sub presiunea care se dezvoltă acesta este pus în mișcare cu viteza $\bar{v}$.

În general procesele care au loc în mașinile de inducție MHD sînt rezultatul interacțiunii a patru fluxuri energetice: hidraulice, magnetice, electrice și termice.

Principalele tipuri de instalații MHD de inducție. Avantaje

Pompele electromagnetice au prezentat un sporit interes o dată cu folosirea lor în sistemele energetice, cosmice și atomice, începînd cu anul 1960. Astfel, firma „Atomics International" din S.U.A. și „Associated Electrical Industries Ltd" din Anglia execută și utilizează asemenea instalații pentru stații de laborator. În Uniunea Sovietică, drept urmare a unor importante studii, s-a reușit utilizarea lor în scopuri industriale. Autorul acestui articol a început studiul asupra acestor instalații încă din 1965, în 1968 realizînd faptic o pompă pentru aluminiul lichid la Întreprinderea de tractoare—Brașov.

Pompele de inducție plană s-au răspîndit mai ales în instalațiile de joasă presiune, destinate debitelor medii. Randamentul lor variază între 0,25 și 0,60 pentru aliajele ușoare cu înaltă conductivitate electrică, adesea fiind 0,1 — 0,2 sau chiar mai mic. Uneori nu randamentul deține rolul hotărîtor; rolul principal îl reprezintă îmbunătățirea calității produselor, posibilitatea mecanizării și automatizării, ușurarea muncii.

Una din problemele dificile ridicate de construcția acestor instalații constă în realizarea unei etanșeități perfecte a canalului. Aceasta se realizează din tronsoane de grafit sau ceramică, funcție de proprietățile și temperatura metalului lichid. Între canal și miezuri se poate dispune un strat de material termoizolant pentru protecția instalației și îmbunătățirea parametrilor energetici. Trebuie subliniat că și materialele izolante folosite pentru conductoarele înfășurărilor trebuie să fie de calitate superioară. Pentru răcirea instalațiilor de acest gen sînt folosite cele mai variate sisteme, de la convecția naturală pînă la răcirea artificială.

Dacă pompa electromagnetică este legată la un rezervor cu metal lichid, iar cîmpul magnetic inductor alunecător este îndreptat spre rezervor, acesta va împinge metalul în interior, instalația comportîndu-se ca un ventil. Presiunea care se dezvoltă în pompă în acest caz este folosită pentru învingerea presiunii statice a metalului din rezervor (fig. 2).

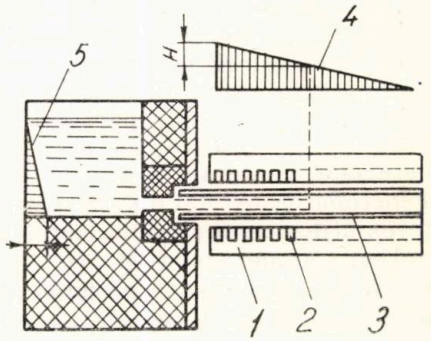


Fig. 2. Pompă electromagnetică în regim de ventil:
1 — circuit magnetic; *2* — înfășurare; *3* — canal din material refractar; *4* — curba presiunii în lungul canalului; *5* — curba presiunii statice a metalului din cuptor.

Presiunea dezvoltată de cîmpul electromagnetic la ieșirea din canalul pompei de inducție MHD se determină cu expresia:

$$p = 10{,}2 \cdot \bar{B}^2 \cdot \tau \cdot f \cdot s \cdot l \cdot \sigma \cdot K_a \cdot 10^{-16} \text{kg/cm}^2 \quad (2)$$

unde

$\bar{B}$ este inducția cîmpului magnetic, Gs;
f — frecvența curentului de alimentare a inductorului, Hz;
τ — pasul polar al înfășurării inductorului, cm;
l — lungimea activă a inductorului, cm;
s — alunecarea;
σ — conductivitatea electrică a metalului lichid, $1/\Omega \cdot \text{cm}$;
K_a — coeficientul care ține seamă de slăbirea presiunii datorată efectelor secundare de capăt transversal și a inductivității circuitului secundar.

De subliniat că în instalațiile destinate proceselor metalurgice, energia electrică transformată în pierderi ale circuitului secundar (metalul lichid) se poate aprecia drept energie utilă întrucît ea servește la ridicarea temperaturii acestuia.

Cantitatea de căldură transmisă unui cm^3 de metal lichid se determină cu expresia :

$$p = 0{,}48\,(B \cdot \tau \cdot f \cdot s)^2 \cdot \sigma \cdot K_a \cdot 10^{-16},\ \text{kcal/s} \quad (3)$$

O soluție reușită pentru golirea cuptoarelor o constituie „sifonul" electromagnetic, constituit dintr-o pompă electromagnetică dispusă într-o carcasă de ceramică. La nevoie se introduce pompa în cuptor, se alimentează cu energie electrică și metalul lichid este ridicat pe conductă, după care se varsă liber (fig. 3).

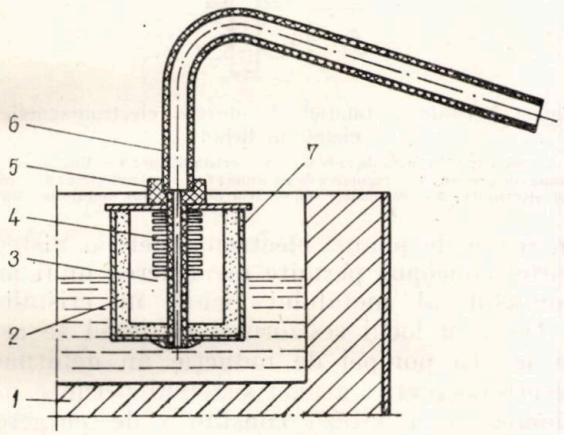


Fig. 3. Sifon electromagnetic :
1 — cuptor ; *2* — circuit magnetic ; *3* — înfășurare ; *4* — canal ; *5* — racord ; *6* — conductă de scurgere ; *7* — mantie izolantă.

Pompele electromagnetice de joasă tensiune pot fi folosite atît în scopuri tehnologice, cît și în transportul metalelor lichide. La ridicarea acestuia la o oarecare înălțime în construcțiile obișnuite pot apărea presiuni relativ mari, din care motiv căptușeala din material refractar este supusă unor eforturi importante, devenind astfel vulnerabilă. Se caută eliminarea presiunii statice a metalului lichid, echilibrînd gravitația cu forțe electrodinamice corespunzătoare ; practic, întreaga coloană de metal lichid trebuie să se afle în cîmp electromagnetic pentru a stabili acesteia un regim de imponderabilitate. Datorită lipsei presiunii statice în canal este posibilă ridicarea metalului lichid sub orice unghi, la nevoie chiar pe verticală (fig. 5).

Condiția care corespunde „imponderabilității" este definită de următoarea relație dintre mărimile fizice ale metalului lichid și parametrii cîmpului electromagnetic :

$$p \cdot \cos \alpha = B^2 \cdot \tau \cdot f \cdot s \cdot \sigma \cdot K_a \quad (4)$$

unde :

α este unghiul coloanei canalului (față de verticală) ;
p — densitatea metalului lichid.

Dacă partea dreaptă a relației este mai mică decît cea stîngă, are loc „descărcarea" parțială a pompei de presiunea statică ; dacă este mai mare, metalul capătă „greutate negativă". Practic, aceasta înseamnă că metalul este pus în mișcare și forțele electrodinamice suplimentare, care se cheltuiesc pentru învingerea rezistențelor hidraulice și a forțelor de inerție, sînt destinate măririi energiei cinetice a metalului.

Jgheabul electromagnetic constituie un tip deosebit de pompă în care metalul lichid acționat de cîmpul electromagnetic se deplasează într-un canal deschis, într-un jgheab din material refractar de secțiune dreptunghiulară sau trapezoidală. În acesta, ca și la pompa de joasă presiune, nu apar presiuni și, ca atare, inductorul trebuie desfășurat pe întreaga lungime a jgheabului. Prezența suprafeței superioare libere permite dispunerea de instalații suplimentare pentru încălzirea metalului lichid, precum și accesul operativ la canal. Stratul de metal lichid este mai mic decît la pompe, iar viteza de deplasare a metalului lichid este de 1 — 3 m/s, adică de circa 10 ori mai mică decît la pompe. Tendința este de a mări debitul acestor instalații pînă la 2 000 m^3/h. Asemenea instalații permit nu numai deplasarea metalului de la cuptor la locul de turnare, dar pot fi aplicate și în alte scopuri tehnologice. În figura 4 este prezentat un separator electromagnetic de o putere mai mare decît un jgheab obișnuit pentru asigurarea unui unghi convenabil deplasării fontei, în vederea separării sale de zgură. Cîmpul magnetic va acționa asupra fontei electroconductoare dar nu și asupra

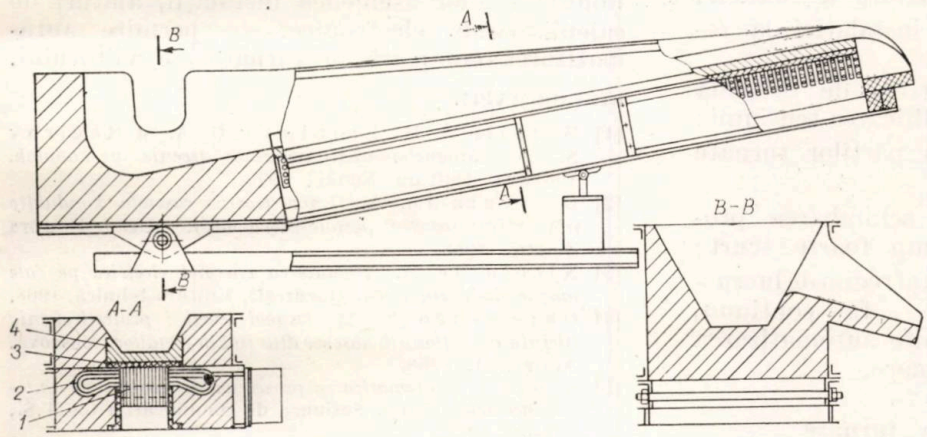


Fig. 4. Separator electromagnetic pentru zgură :
1 — circuit magnetic ; *2* — înfășurare ; *3* — izolație termică ; *4* — căptușeala canalului.

zgurei; aceasta rămîne în partea inferioară de unde este eliminată.

Avantajele decisive ale metodei magnetohidrodinamice constau în:

— sistem constructiv ermetic, foarte simplu şi robust: lipsa pieselor în mişcare reduce

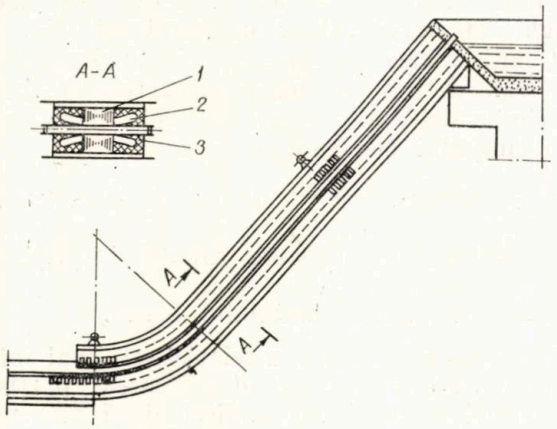


Fig. 5. Pompă de inducţie MHD de joasă presiune: *1* — circuit magnetic; *2* — înfăşurare; *3* — canal.

pretenţiile în ceea ce priveşte rezistenţa mecanică a organelor de rezistenţă ale instalaţiilor;

— costuri mici pentru întreţinere, determinate de funcţionarea îndelungată fără reparaţii;

— permite deplasarea de metale lichide la înaltă temperatură, radioactive sau agresive;

— căderea de temperatură, de-a lungul canalului, foarte redusă;

— racordări uşoare la tuburi conductoare din metale;

— productivitate ridicată;

— calitatea produsului turnat este superioară; zgura nu ia parte la transportul metalului lichid însă constituie un strat protector pentru acesta;

— înalte condiţii de securitate a muncii;

— posibilitatea racordării instalaţiei la reţeaua trifazată;

— ajustarea simplă şi extrem de flexibilă a cantităţii de metal prin modificarea tensiunii;

— toleranţe de greutate a părţilor turnate de pînă la $\pm 3\%$ maximum;

— reglarea instalaţiei, la schimbarea programului de turnare, în timp foarte scurt;

— posibilitatea asigurării unui regim de lucru — după necesităţile tehnologice — fie continuu, fie intermitent, ceea ce permite automatizarea completă a proceselor de turnare.

Automatizarea proceselor de turnare

Calitatea pompelor de inducţie MHD de a-şi modifica performanţele la modificarea tensiunii de alimentare deschide posibilitatea folosirii lor la turnarea continuă sau discretă (în porţii) a metalelor lichide. În figura 6 este reprezentată o astfel de instalaţie, cu reglare automată, la care pompa lucrează în regim de ventil. În mod analog, o asemenea instalaţie poate fi concepută şi cu o pompă, funcţionînd

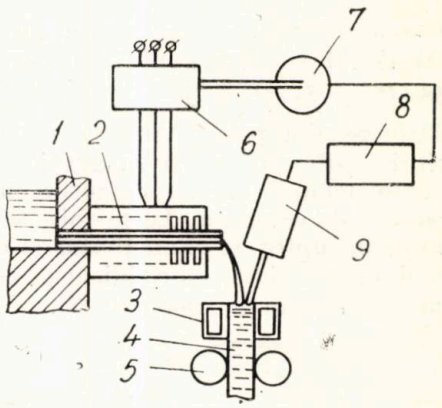


Fig. 6. Schema instalaţiei de dozare electromagnetică a metalului lichid:

1 — cuptor; *2* — pompă de inducţie; *3* — cristalizator; *4* — lingou; *5* — mecanism de tragere; *6* — regulator de tensiune; *7* — motor electric; *8* — regulator electronic; *9* — dispozitiv de control al nivelului metalului lichid.

în regim de pompă electromagnetică. Sistemul astfel conceput permite menţinerea unui nivel constant al metalului lichid în cristalizor.

Dacă în locul sesizorului de nivel se aşază la ieşirea pompei de inducţie un debitmetru electromagnetic, atunci sistemul permite menţinerea unei viteze constante de curgere a metalului lichid. Aceasta prezintă o importanţă fundamentală pentru turnarea în forme a pieselor de diferite profile; cantitatea de metal ce urmează a umple forma devine măsurabilă.

Calitatea produselor turnate, mai ales a celor mari, poate fi substanţial ameliorată prin asigurarea controlului răcirii, folosind un calculator electronic într-un program adecvat. Folosirea unor asemenea instalaţii, alături de calculatoarele electronice, va permite automatizarea completă în turnătoriile viitorului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Batajin A. B., Liubimov G. A. şi Regirov S. A. *Magnetohidrodinamiceskie tecenie v kanalah.* Moscova. Editura Nauka, 1970.

[2] Bîrzvalk Iu. A. *Osnovi teorii i rasciota kondukţio nîh MHD-nasosov postoiannovo toka.* Riga, Editura Zinatie, 1968.

[3] Nicolaide A. *Producerea energiei electrice pe cale magnetohidrodinamică.* Bucureşti, Editura tehnică, 1968.

[4] Ohremenco N. M. *Osnovi teorii i proiectirovania liteinîh inducţionnîh nasosov dlia jidkih metallov.* Moscova, Atomizdat, 1968.

[5] State I. *Automatizarea proceselor de turnare cu ajutorul metodelor MHD.* Sesiunea de comunicări a C.C.T.S., Braşov, 1971.

[6] Ştefan I. *Introducere în magnetohidrodinamică.* Bucureşti, Editura tehnică, 1969.

[7] Verte L. A. *Electromagnitnîi transport jidcovo metalla.* Moscova, Editura Metallurghia, 1965.

Ing. I. State
Universitatea—Braşov

Buzilă S., p. 69—72 CD 669.162.262.4 :621.74

L'influence du contenu en copeaux dans la charge du haut fourneau et des conditions de coulage sur la qualité des fontes brutes de fonderie et des pièces coulées

On étudie l'influence du contenu de copeaux dans la charge d'un haut fourneau et de la vitesse de refroidissement de la fonte brute, sur la bande de coulage, sur la qualité de la fonte brute et des pièces coulées en fonte grise.

À la suite des travaux expérimentaux, il résulte que les charges du haut fourneau ayant jusqu'à 550 kilos de copeaux par tonne de fonte et le refroidissement intense à l'eau de la fonte brute sur la bande de coulage n'ont pas une influence importante sur la dureté, sur la microstructure et sur la teneur en gaz de la fonte brute, ni sur la contraction linéaire et sur le volume de retassure des pièces coulées.

Costescu M., Sălcundean Martha, Ardeleanu Veronica et *Schuster M.*, p. 73—76 CD 669.141.241.2—412

En ce qui concerne le démoulage des lingots en acier calmé en état de solidification incomplète

On présente quelques recherches concernant la possibilité de démouler les lingots en acier calmé, en état de solidification incomplète. Basé sur le modélage mathématique, on établit les paramètres du flux technologique de solidification, de refroidissement et de chauffage. On présente les résultats obtenus à partir du modèle et les résultats de la valorification pratique du flux.

Gâdea Suzana et *Hubert Hilda*, p. 77—83 CD 621.78 :539.434

L'amélioration des propriétés de résistance au fluage, par l'application du traitement thérmoméeanique (TTMTR) à un acier à 12% Cr, ayant un alliage complexe

On examine la possibilité d'améliorer les caractéristiques de résistence à la chaleur d'un acier réfractaire à 12% Cr, à alliage complexe avec du Ni-Mo-V-Nb, par l'application d'un schéma de traitement thérmomécanique à des températures élevées (TTMTR), traitement qui mène à la déformation plastique de l'austénite stabile, par le prisme de l'effet favorable de ce dernier sur l'accroissement de la stabilité à des revenus élevés.

On aboutit à la conclusion que le TTMTR est particulièrement efficace et, donc, qu'il peut constituer un moyen pratique d'amélioration du comportement de ces aciers à la chaleur. On démontre que la stabilité particulière au revenu qu' acquèrt l'acier soumis au TTMTR assure, aussi du point de vue théorique, la garantie de l'amélioration des caractéristiques de fluage.

On fait des recommandations concernant le mode pratique d'application du régime de TTMTR expérimenté, aux produits fabriqués à partir de ces aciers.

Drăgan Ov., Ciovică D. et *Novac Şt.*, p. 84—86 CD 621.778.016.3 :669—462

Recherches concernant l'étirage à froid des tubes sur un bouchon activé par ultra-sons

On présente les résultats obtenus ainsi que l'effet de l'ultrasonage du foyer de déformation lors de l'étirage à froid des tubes en acier carbone, par l'activation ultrasonique du bouchon, sur certains paramètres technologiques du processus.

Cuida O., p. 87—89 CD 621.778 :669—462

Recherches concernant la modification de l'épaisseur des parois des tubes, au cours de l'étirage sans poinçon (à vide)

L'ouvrage comprend le résultat des recherches effectuées en vue de mettre en évidence le mode de variation de l'épaisseur des parois de tubes au cours de l'étirage sans bouchon (à vide). Les expérimentations ont démontré que pour des rapports entre le diamètre D et l'épaisseur S au-dessous de 4,85, les tubes gagnent en épaisseur d'environ 2% pour chaque modification de ce rapport — D/S — égale à une unité, pendant que pour des rapports D/S au-dessous de 4,85 les tubes s'amincissent, d'autant plus fort, que le rapport D/S est plus proche de 2. Les diagrammes établis à base des données obtenues à la suite des expérimentations permettent de calculer la variation de l'épaisseur de la paroi pour n'importe quel régime de déformation.

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta, et *Ganovici Lucia* p. 90—93 CD 669.822

L'obtention de l'uranium métallique liquide par l'électrolyse du UO_2 dissout dans un mélange de fluorures fondues

L'ouvrage comprend les résultats des recherches concernant les principales caractéristiques de l'électrolyse igneé de l'uranium. On étudie le processus de réduction électrochimique de l'oxyde d'uranium à des températures comprises entre 1 180 et 1 250°C dans des électrolytes de fluorures fondues. On a examiné l'influence des paramètres de la cellule, du type d'anodes utilisés et de la densité de courant anodique et catodique sur le rendement de courant et sur la fréquence des effets anodiques. On a effectué des recherches utilisant différentes solutions constructives de la cellule. On a expérimenté des anodes de différents types comme, par exemple, des anodes en graphite et des anodes en masse carbonique à UO_2 incorporé.

On a obtenu de meilleurs résultats dans les cellules dans lesquelles on a réalisé la séparation de l'espace anodique de celui catodique, par un diaphragme. L'étude du rendement Faraday en rapport avec la densité de courant anodique a mis en évidence une variation sensible du rendement de courant, le maximum étant obtenu à une densité de courant de 1,2 A/cm^2.

Gufu M. et *Dirlogea S.*, p. 94—98 CD 621.771.23.063 :539.371

L'étude et le calcul de la déformation élastique des cages pour le laminage des bandes

L'ouvrage traite le problème de la déformation élastique des cages de laminage pour produits planes, sous l'action des forces de laminage, ainsi que l'effet de cette force sur la précision des dimensions. On élabore un modèle de calcul pour les déformations individuelles des pièces componentes de la cage, qui cumulent en une déformation globale, respectivement dans le module global de rigidité. Un exemple numérique permet de tirer quelques conclusions concernant la distribution des déformations individuelles et les possibilités d'intervention.

Ştefănescu D. M., p. 99—104 CD 621.74 :669.131.7

Recherches concernant le coulage des pièces à parois minces, en fonte à graphite nodulaire, dans des sables de moulage bruts (I)

On présente les différents aspects des problèmes qui se posent lors du coulage des pièces à parois minces, en fonte à graphite nodulaire, dans des sables de moulage bruts. Après avoir passé en revue les connaissances actuelles, on présente une série de recherches préliminaires au cours desquelles on a poursuivi la possibilité d'obtenir certaines structures sans carbures libres, dans les parois ayant l'épaisseur de 3 — 9 mm, en utilisant dans la charge des matières premières usuelles. On a constaté que l'on peut obtenir des structures sans carbures libres, même dans des parois de 3 mm d'épaisseur, en utilisant certaines fontes brutes usuelles à teneur élevée en Mn (0,7%) et une teneur moyenne de P (0,06%). Les fontes coulées ont eu $C_{ech} = 5{,}06 — 5{,}19$. Pour éviter l'apparition des carbures dans les parois de 3 mm, on recommande soit l'utilisation de certains pré-alliages ayant 0,4% Ce, soit d'accroître la proportion de FeSi 75 ajouté à la post-modification, jusqu'à 1%.

Бузилэ С., p. 69—72 Дк 669.162.262.4 :261.74

Влияние содержания стружки в доменной шихте и условий разливки на качество литейных чугунов и получаемых отливок

Рассматривается влияние содержания стружки в доменной шихте с древесным углем и скорости охлаждения литейного чугуна на конвейере на качестве литейного чугуна и отливок, получаемых из серого чугуна.

Из экспериментальных работ следует, что доменные шихты, содержащие до 550 кг стружки на тонну чугуна, и интенсивное охлаждение литейного чугуна на конвейере не оказывают значительного влияния на твердость, микроструктуру и содержание газов литейного чугуна, а также на линейную усадку отливок.

Костеску М., Сэлкудян Марта, Дк 669.141.241.2—412
Ардекляну Вероника и *Шустер М.*, p. 73—76

Выдавливание слитков спокойной стали в состоянии неполного затвердевания

Показаны исследования, касающиеся возможности выдавливания слитков спокойной стали в состоянии неполного затвердевания. При помощи маметамического моделирования, устанавливаются параметры технологического потека затвердевания, охлаждения и нагрева. Приводятся результаты, полученные в условиях моделирования, а также в условиях практической проверки потока.

Гыдя Сузана и *Губерт Гильда*, p. 77—83 Дк 621.78 :539.434

Повышение прочностных свойств путем применения термомеханической обработки (ТМОВТ) для комплек снолегированной стали с 12% хрома

Рассматривается возможность улучшения прочностных характеристик в горячем состоянии огнеупорной стали, комплекснолегированной ниобием, молибденом, ванадием, никелем и содержащей 12% хрома, путем применениея схемы термомеханической обработки при высоких температурах (ТМОВТ) с пластической деформацией стабильного аустенита, в связи с благоприятным эффектом обработки на повышение сопротивления высокотемпературному отпуску.

Авторы приходят к заключению, что (ТОМОВТ) особо эффективна следовательно, может явиться практическим средством улучшения поведения в горячем состоянии указанных сталей. Доказано, что особое сопротивление отпуску, которое получает сталь, подвергаемая ТМОВТ, обеспечивает также с теоретической точки зрения, гарантию повышения характеристик ползучести.

Даются рекомендации, касающиеся практического способа применения испытанного режима (ТОМОВТ) в изделиям, полученным из указанных сталей.

Дрэган О., Човикэ Д. и *Новак Шт.*, p. 84—86 Дк 621.778.016.3 :669—462

Исследования, касающиеся холодной протяжки труб на оправке, активированной ультразвуком

В статье приведены результаты и эффект приложения ультразвука к очагу деформации при холодной протяжке труб из углеродистой стали путем активации ультразвуком оправки, на технологические параметры процесса.

Куйда О., p. 87—89 Дк 621.778 :669—462

Исследования, касающиеся изменения толщины стенок при протяжке без оправки

В статье приведены результаты исследований, проведенных для выявления изменения толщины стенок труб при протяжке без оправки. Испытания показали что для отношений диаметра Д и толщины С менее 4,85, толщина трубы увеличивается примерно на 2% для каждого изменения указанного отношения Д/С на единицу, в то время как для отношений ДшС менее 4,85, толщина труб уменьшается тем сильнее чем ближе отношение Д/С к значению 2.

Диаграммы, составленные на основе данных, полученных при испытаниях, позволяют делать расчет изменения толщины стенок для любого режима деформации.

Петреску Н., Николою Елисабета и *Ганович Лучия*, p. 90—93 ДК 669.822

Получение металлического урана в жидком состоянии путем электролиза UO растворенного в смеси расплавленных солей

В статье показаны результаты исследований основных характеристик огневого электролиза урана. Изучен процесс электрохимического восстановления окиси урана при температурах 1180—1250° С в электролитах из расплавленных фторидов. Исследовалось влияние параметров ячейки, типа используемых анодов, а также и анодной и катедной плотности тока, на выход по току и частоту анодных эффектов. Проводились исследования с применением различных конструктивных решений ячейки.

Были испытаны аноды различных типов, как графитовые и аноды из углеродистой массы содержащей [1].

Более хорошие результаты были получены в ячейках, в которых анодное и катодное пространства были разделены диафрагмой. Исследование выхода фарадея в зависимости от плотности анодного тока выявило значительное изменение выхода по току с максимумом при плотности тока 1,2 а/см[1].

Гуцу М. и *Дырложа С.*, p. 94—98 Дк 621.771.23.063 :539.371

Исследование и расчет упругой деформации клетей ленточного стана

Рассматривается вопрос упругой деформации клетей для прокатки плоских изделий под действием сил прокатки и ее эффект на точность размеров. Разработана модель для расчета индивидуальных деформаций частей клетки, составляющих общую деформацию, соответственно общий модуль жесткости. Численный пример позволяет судить о распределении индивидуальных деформаций и возможностей вмешательства оператора.

Штефэнеску Д. М., p. 99—104 Дк 621.74 :669.131.7

Исследования по отливке тонкостенных деталей из чугунов с шаровидным графитом в сырые формы (I)

Показаны различные аспекты вопросов, возникающих при отливке тонкостенных деталей из сфероидального чугуна в сырые формы. После обзора современных знаний, представлен ряд предварительных исследований. проведенных с целью выявления возможности получения структур, лишенных свободных кардивов в стенках толщиной 3—9 мм,;используя в шихте обычные сырьевые материалы. Было найдено, что есть возможность получать структуры, лишенные свободных карбидов в стенках толщиной 3 мм путем использования обычных литейных чугунов с повышенным содержанием марганца (0,7%) и со средним содержанием Р (0,06%). Отлитые чугуны содержали Сэкв. =5,06 — 5,19. Во избежание появления карбидов в стенках толщиной 3 мм рекомендуется использоватьь лигатур с 0,4% Се или повышать соотношение FeSi75, добавляемого после модификации, до 1%.

Buzilă S., p. 69—72 DK 669.162.262.4 :261.74

Einfluss des Spangehaltes in der Hochofenbeschickung und der Giessbedingungen auf die Qualität des Giessereiroheisens und der Gussteile

Es wird der Einfluss des Spangehaltes in der Beschickung eines Hochofens mit Holzkohlenbetrieb und der Kühlungsgeschwindigkeit des Roheisens auf dem Giessband auf die Qualität des Roheisens und des Graueisengusses untersucht.

Aus den Experimentalerforschungen ergab sich dass die Hochofenbeschickungen mit bis 550 kg Span pro Eisentonne und intensive Wasserkühlung des Roheisens auf Giessband keinen bedeutenden Einfluss, weder auf Härte, Mikrogefüge und Gasgehalt des Roheisens, noch auf Längsschwund und Lunkerhohlraum der Gussteile ausüben.

Costescu M., Sălcudean Martha, Ardeleanu Viorica und *Schuster M.*, p. 73—76 DK 669.14.241—412

Betreffs Strippen von Blöcken aus beruhigtem Stahl in unvollständigem Erstarrungszustand

Es werden Erforschungen betreffs Möglichkeit des Strippens von Blöcken aus beruhigtem Stahl in unvollständigem Erstarrungszustand vorgelegt. Auf Grund von mathtematischen Modellen werden die Parameter des Erstarrungs-, Kühlungs und Erwärmungsflusses festgestellt.

Ergebnisse, sowohl durch Benützung des Modells als auch durch praktische Prüfung des Flusses erreicht, werden vorgelegt.

Gâdea Suzana und *Hubert Hilda*, p. 77—83 DK 621.78 :539.434

Verbesserung der Kriechfestigkeitseigenschaften durch Anwendung der thermisch-mechanischen Hochtemperaturbehandlung für einen komplexlegierten Stahl mit 12% Cr

Es wird die Möglichkeit der Verbesserung der Wärmebeständigkeitseigenschaften eines feurfesten Stahles mit 12% Cr, komplexlegiert mit Ni-Mo-V-Nb, durch Anwendung einer thermisch-mechanischen Behandlung bei Hochtemperatur (TMBHT) mit plastischer Verformung des stabilen Austenits, vom Gesichtspunkt der günstigen Wirkung dieser Behandlung auf die Erhöhung der Hochtemperaturbeständigkeit, untersucht.

Es wird schlussgefolgert dass TMBHT besonders wirksam ist und als Folge ein praktisches Mittel für die Verbesserung des Hochtemperaturverhaltens dieser Stähle sein kann. Es wird bewiesen dass die besondere Stabilität bei Anlassen die der behandelte Stahl gewinnt, eine Verbesserung der Kriecheigenschaften auch vom theoretischen Standpunkt gewährleistet.

Es werden Empfehlungen gemacht betreffs praktische Anwendungsweise des TMBHT-Experimentalsystems für Stücke aus diesen Stahlsorten.

Drăgan Ov., Ciovică D. und *Novac Şt.*, p. 84—86 DK 621.778.016.3 :669—462

Erforschungen betreffs Kaltziehen von Röhren auf ultraschallaktivierten Stopfen

Es werden erhaltene Erforschungsergebnisse und die Wirkung der Ultraschallung des Verformungsherdes bei Kaltzeihen von Kolhenstoffstahlröhren, durch Ultraschallaktivierung des Stopfens, auf einige technologische Parameter des Vorganges vorgelegt.

Cuida O., p. 87—89 DK 621.778 :669—462

Erforschungen betreffs Änderung der Wandstärke bei Ziehen ohne Dorn (Leergang)

Das Artikel enthält Ergebnisse von Erforschungen, durchgeführt zwecks Hervorhebung der Änderungsart der Rohrwandstärke bei Ziehen ohne Dorn (Leergang). Die Erforschungen zeigten dass für Verhältnisse zwischen dem Querschnitt D und der Stärke S über 4,85, die Röhren um ungefähr 2% dicker für jede Einheitsänderung des D/S Verhältnisses werden, während für D/S Verhältnisse unter 4,85, die Röhren umso dünner als das D/S Verhältnis sich an 2 nähert werden.

Die auf Grund der erhaltenen Experimentaldaten ausgearbeiteten Diagrammen ermöglichen die Berechnung der Änderung der Wandstärke für verschiedene Vervormungsbedingungen.

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta, und *Ganovici Lucia* p. 90—93 DK 669.822

Erzeugung von flüssigem metallischem Uran durch Elektrolyse von UO_2 gelöst in einer geschmolzenen Fluoridmischung

Das Artikel enthält Erforschungsergebnisse betreffs Hauptkennziffern der Wärmeelektrolyse von Uran. Der elektrochemische Reduktionsvorgang von Uranoxyd bei 1.180—1.250°C in geschmolzenen Fluoriden als Elektrolyt wird untersucht. Einfluss der Zellenparameter. der Anodenart und der anodischen bzw. der kathodischen Stromdichte auf den Stromwirkungsgrad und der Frequenz der anodischen Effekte wird analysiert. Die Erfoschungen wurden auf verschiedene Bauvarianten der Zelle durchgeführt.

Es wurden verschiedenartige Anoden benützt, bzw. Graphitanoden und Anoden aus Kohlestoffmasse mit einverleibtem UO_2.

Erfolgreiche Ergebnisse wurden in Zellen mit Trennung des anodischen und kathodischen Raumes durch ein Diaphragma erhalten. Untersuchung des Faraday-Wirkungsgrades in Beziehung von der anodischen Stromdichte hat eine starke Änderung des Stromwirkungsgrades, mit einem Maximum bei 1,2 A/cm², angezeigt.

Gufu M. und *Dirlogea S.*, p. 94—98 DK 621.771.23.063 :539.371

Untersuchung und Berechnung der elastischen Verformung für Bandwalzwerkgerüste

Es wird die Frage der elastichen Verformung der Walzwerkgerüste für Flachprodukte unter der Wirkung der Walzkräfte und ihr Effekt auf die Dimensionsgenauigkeit untersucht. Ein Berechnungsmodell für die Einzelverformungen der Bestandteile des Gerüstes, die sich in einer Gesamtverformung aufbauen bzw. im Gesamtsteifigkeitsmodul, wird entwickelt. Ein numerisches Beispiel erlaubt Schlussfolgerungen über die Verteilung der Einzelverformungen und die Eingriffsmöglichkeiten zu ziehen.

Ştefănescu D. M., p. 99—104 DK 621.74 :669.131.4

Erforschungen über dünnwandigem Kugelgraphitguss in Nassformen (I)

Es werden die verschiedenen Aspekte der Fragen die beim Guss von dünnwandigen Stücken aus Kugelgraphiteisen in Nassformen eintreten vorgelegt. Nach einer Überprüfung der vorhandenen Kentnisse, wird eine Reihe von vorläufigen Erforschungen über die Möglichkeit der Erzeugung von karbidlosen Gefügen in 3 — 9 mm starken Wänden, bei Benützung in der Beschickung von üblichen Rohstoffen, vorgelegt. Es wurde festgestellt dass man durch Benützung eines üblichen mit hohem Mn-Gehalt (0,70%) und mittlerem P-Gehalt (0,06%) karbidlose Gefüge selbst in 3 mm starken Wänden erhalten kann. Das Roheisen hatte $C_{ech} = 5{,}06 - - 5{,}19$. Zwecks Vermeidung der Entstehung von Karbiden in 3 mm starken Wänden wird entwerder die Benützung von Vorlegierungen mit 0,4% Ce, oder eine Erhöhung bis 1% der während der Nachtemperierung hinzugefügten FeSi75-Menge empfohlen.

Buzilă S., p. 69—72 DC 669.162.262.4 :261.74

Influence of the amount of iron borings in the blast-furnace charge and of casting conditions upon quality of pig iron and of iron castings

The paper studies the influence of the amount of iron borings in the charge of a charcoal operated blast-furnace and of the cooling rate of pig iron on the casting strand upon quality of pig iron and of gray-iron castings.

Experimental tests emphasize that blast-furnace charges with less than 550 kg borings pro iron ton and intensive water-cooling of pig iron on the casting strand have no notable influence, neither upon hardness, microtexture and gas content of pig iron, nor upon linear contraction and shrinkage cavity of castings.

Costescu M., Sălcudean Martha, Ardeleanu Veronica and *Schuster M.*, p. 73—76 DC 669.141.241.2—412

Regarding killed-steel ingot stripping in incomplete solidificated state

The paper presents investigations regarding stripping possibilities for incompletely solidified killed-steel ingots. Parametra of technological flow for solidification, cooling and heating are determined. Results obtained using the model are presented in comparison with results obtained by practical checking of the flow.

Gâdea Suzana and *Hubert Hilda*, p. 77—83 DC 621.78 :539.434

Improvement of creep-resistance properties by applying the thermo-mechanical treatment at high temperatures to a complex-alloy steel with 12% Cr

The paper analyzes the possibility to improve hotresistance characteristics of refractory steel with 12% Cr, complex-alloyed with Ni-Mo-V-Nb, by applying a schedule of thermo-mechanical treatment at high temperatures (TMTHT) with plastic deformation of stable austenite, from the standpoint of the favourable action of the latter upon increase in stability during high-annealing.

Conclusion is reached that TMTHT is particularly efficacious and may consequently be used as a practical means for improving high-temperature behaviour of these steels. It is demonstrated that the unusual stability during annealing obtained in a steel having undergone TMTHT wariants — also from a theoretical point of view — an improvement of creep characteristics.

Suggestions are made regarding practical ways of applying the tested TMTHT proceeding to products manufactured out of these steels.

Drăgan Ov., Ciovică D. and *Novac Șt.*, p. 84—86 DC 621.778.016.3 :669—462

Investigations regarding cold drawing of tubes on an ultrasonically activated plug

The paper presents obtained results regarding action of ultrasonic treatment of the deformation focal point during cold drawing of plain-carbon tubes, through ultrasonic activation of the plug, upon the technological parametra of the process.

Cuida O., p. 87—89 DC 621.778 :669—462

Investigations regarding changes in wall-thickness during drawing without piercer rod (no-load run)

The paper contains results of investigations performed in view to emphasize wall-thickness change in tubes during drawing without piercer rod (no-load run). Investigations showed that for ratios between diameter D and thickness S ranging over 4.85 tubes become thicker by about 2% for every unit-change of the former D/S ratio, while for D/S rations under 4.85 tubes become the more thinner as the D/S ratio approaches 2.

Diagrams developed based on data obtained during experiments allow to compute changes in wall-thickness for any deformation conditions.

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta and *Ganovici Lucia*, p. 90—93 DC 669.822

Processing of liquid metallic uranium by electrolysis of UO_2 solved in a molten fluoride mixture

The paper contains results of investigations regarding the main characteristics of uranium electrolysis in molten state. The process of electrochemical reduction of uranium dioxide at 1,180—1,250°C in molten fluorides as electrolytes is studied. The influence of cell parametra, of anode type and of anodic and cathodic current density upon current yield and frequency of anodic effects are investigated. Experiments were performed using various constructional alternatives fot the cell.

Anodes of various types were tested, e.g. graphite anodes and carbonic-mass anodes with UO_2 enclosed.

Good results were obtained in cells where anodic and cathodic space was separated by a diaphragm. The study of Faraday yiels as a function of anodic current density emphasized a pronounced change of current yield presenting a maximum for a 1.2 A/cm² current density.

Guțu M. and *Dîrlogea S.*, p. 94—98 DC 621.771.23.063 :539.371

Investigation and computation of elastic deformation in strip mill stands

The paper approaches the question of elastic deformation in mill stands for flat sections under the action of rolling forces and its effect upon size accuracy. A computing model is developed for the separate deformations of the stand's components, which are aggregated into a global deformation, i.e. into the global rigidity modulus. A numerical example allows to draw conclusions as regards distribution of separate deformations and intervention possibilities.

Ștefănescu D. M., p. 99—104 DC 621.74 :669.131.7

Investigations regarding casting in green forms of thin-walled parts out of nodular cast iron (I)

The paper presents various aspects of problems arising during casting in green forms of thin-walled parts out of nodular cast iron. After a review of actual knowledge, a series of preliminary investigations are presented regarding the possibility to obtain textures without free carbides in 3—9 mm thick walls, using in the charge ordinary raw materials. It was found that textures without free carbides may be obtained even in 3 mm thick walls by using ordinary pig iron with high Mn-content (0.7%) and medium P-content (0.06%). Cast iron had $C_{ech} = 5.06 — 5.19$. In view to avoid carbide accurence in 3 mm thick walls it is suggested either to use pre-alloys with 0.4% Ce, or to increase up to 1% the amount of FeSi 75 added during post-modification.

Cernat C. and *Negru I.*, p. 105—109 DC 621.743.3

Investigations regarding technological properties of mixtures for hard cores

The paper presents investigations performed in view to develop core-mixtures having besides suitable physico-chemical and mechanical properties, also a high knock-out capacity after solidification and cooling of the alloy.

The developed receipts, in most cases with cold-hardening, may be successfully applied also for other iron and steel heavy castings. The laboratory method used for determining knock-out capacity is also presented.

Developed receipts were used with favourable results under industrial conditions.

Cernat C. et *Negru I.*, p. 105—109 CD 621.743.3

Expérimentations concernant l'établissement des propriétés technologiques des sables de moulage pour grands noyaux

On présente les recherches effectuées en vue d'établir certains sables de moulage pour noyaux, qui, outre leurs propriétés physiques, chimiques et mécaniques, possedent aussi une grande capacité de décochage après la solidification et le refroidissement de l'alliage.

Les recettes établies, dont la majorité à durcissement à froid, peuvent être appliquées avec succès aussi à d'autres grandes pièces coulées à partir de la fonte ou bien de l'acier. On présente aussi la méthode de laboratoire utilisée pour déterminer la capacité de décochage.

Les recettes établies ont été utilisées avec succès dans des conditions industrielles.

Ştirbu Cornelia, Condurache Gh. et *Lacea N.*, p. 110—113 CD 658.2.001.57

Modèle mathématique pour la détermination de la durée optima de fonctionnement d'un outillage

On propose un modèle mathématique pour la détermination de la durée optima de fonctionnement d'un outillage, en tenant compte de l'usure physique et morale de la I-ère et de la II-ème forme, et en considérant la réactuallisation des prix.

En partant d'une relation qui existe dans la littérature, qui tient compte seulement de l'usure physique, on trouve une relation générale de calcul des frais totaux nécessaires au commencement de la période, pour que l'outillage soit remplacé après toutes les n années, pendant un temps illimité, en tenant compte de l'usure physique sous les deux formes de celle-ci. Le minimum de ces frais indique le nombre n d'années pendant lesquelles l'outillage doit être maintenu en fonction.

On présente le schéma logique, le programme en langage FORTRAN pour le calculateur FELIX — C — 256, ainsi qu'un exemple concret solutionné. On construit des nomogrammes à l'aide desquels on peut déterminer directement le temps de remplaçage de l'outillage respectif, en rapport avec différents degrés d'usure.

Penciu M., p. 114—115 CD 669.1.041

Les soles mobiles des fours métallurgiques

On présente les principaux jalons pour les solutions que l'on doit donner à ces outillages. Les charges concernant l'établissement des dimensions de l'ossature des soles doivent correspondre aux charges dynamiques. Pour la consommation d'énergie nécessaire au déplacement des soles, on indique la variante expérimentale de calcul avec les paramètres de la firme BROBU-OFEN de la République Fédérale Allemande.

On recommande des types de graisse pour le graissage des roulements ainsi que le type des roulements.

En ce qui concerne l'entrainement des soles dans des variantes plus spéciales (l'entrainement à l'aide des ponts roulants de transfert), on présente les possibilités de la firme SHODA de la République Socialiste Théchoslovaque.

Finalemnt, on suggère la tendance d'avenir de l'entrainement des soles sur un coussin d'air.

Făgărăşan Maria Steliana et *Buzuloiu Maria Letiţia*, p. 116—118 CD 669.712.3 :661.862.41

La détermination du nitrure d'aluminium par la méthode avec du brome acétate de méthyle

On présente une étude documentaire concernant la méthode de détermination du nitrure d'aluminium à l'aide du brome-estèr, les avantages de ce procédé en comparaison avec la dissolution en acide chlorhydrique, acide azotique et iode-alcool méthylique, les conditions optima d'application de cette méthode; le manque de la teneur en eau des réactifs, les échantillons analysés soumis au traitement thermique correspondant à la précipitation intégrale du nitrure d'aluminium, la dimension des particules plus grande que 80 Å, la précision du travail du procédé qui a été expérimenté dans le cadre de la Commission Internationale d'Études et de Rationnalisations des Méthodes pour la Détermination des Gaz dans les Aciers et dans les Fontes (I.G.C.), des expérimentations de la méthode de détermination du nitrure d'aluminium par la méthode avec du brome-acétate de méthyle pour les aciers d'emboutissage et de roulements dans le cadre de l'ICEM, les conditions de travail et les résultats obtenus.

CĂRŢI STRĂINE INTRATE ÎN BIBLIOTECILE DIN R. S. ROMÂNIA

CZ 621.762 METALURGIA PULBERILOR

Graţianov I. A., Putimţev B. N.
Metalliceskie poroşki iz rasplavov
(Pulberi metalice din topituri)
Moscova, Izd. Metallurghiia, 1970
B. — I.C.E.M.

Vzrîvoopasnost metalliceskih poroşkov
(Explozibilitatea pulberilor metalice)
Kiev, Izd. Naukova dumka, 1971, 138 pag.
B. — I.C.E.M.

CZ 620.179 CONTROL TEHNIC, LABORATOARE

Fischer W., Förster W. ş.a.
Gasbestimmung in Eisen und Stahl
(Determinarea gazelor în fontă şi oţel)
Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1968, 107 pag.
B. — I.D.T., B. — I.C.E.M., B. — IPROMET, B. — C.S.H., B. — I. P. Bucureşti, B. — C.S.R., B. Baza de cercetări ştiinţifice a Academiei R. S. România.

Fiziko-himiceskie metodî fazovogo analiza stalei i splavov
(Metode fizico-chimice de analiză a fazelor la oţeluri şi aliaje)
Moscova, Izd. Metallurghiia, 1970, 480 pag.
B. — Centrală de Stat

Furman H. N.
Standard Methods of Chemical Analysis. Vol. I — The Elements
(Metode standard de analiză chimică Vol. I — Elementele)
New Jersey), Van Nostrand, 1968, 1401 pag.
B. — „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii

Gensel J.
Zerstörungsfreie Prüfverfahren
(Procedee de încercare nedistructivă)
Berlin, VEB Verlag Technik, 1968, 75 pag. (3904)
B. — C.D.P.T. — M.I.M.

Gifkins R.C.
Optical microscopy of metals
(Microscopia optică a metalelor)
Melbourne, Londra, Sir Isaac Pitman and Sons Ltd., 1970, IX+208 pag.
B. — Universitatea (Facultatea de chimie)

Чернат К. и *Негру И.*, p. 105—109 Дк 621.743.3

Испытания для установления технологических войств формовочных смесей для стержней большого размера

Показаны исследования, проведенны для установления стержневых формовочных смесей, обладающих кроме физикохимических и механических свойств, повышенной выбиваемостью после затвердения и охлаждения сплава.

Установленная рецептура, в большинстве с твердением в холодном состоянии, может использоваться также для других типов деталей большого размера, отлитых из чугуна или стали. Показан также лабораторный метод, использованный для определения выбиваемости.

Установленная рецептура была использована с успехом в промышленных условиях.

Штирбу Корнелия, *Кондураке Г.* и *Лача Н.*, p. 110—113 Дк 658.2.001.57

Математическая модель для определения оптимальной продолжительности работы оборудования

Предложена математическая модель для определения оптимальной продолжительности работы оборудования, учитывая физический и моральный износ 1-го и 2-го вида и раектуализацию цен.

На основе зависимости, имеющейся в литературе и учитывающей только физический износ, находят общую зависимость расчета общих расходов, необходимых в начале периода для замены оборудования после каждых n лет в неограниченном времени, учитывая физический и моральный износ двух видов. Минимум этих расходов показывает число и лет в течение которых оборудование должно быть в экспуатации.

Дается логическая схема, программа ФОРТРАН для ЭВМ ФЕЛИКС — К — 256, а также и конкретный пример решения. Составляются номограммы, по которым можно непосредственно определять время замены оборудования в зависимости от степени износа.

Пенчу М., p. 114—115 Дк 669.1.041

Подвижные подины металлургических печей

Показаны основные пути для решений, необходимых для указанного оборудования. Нагрузки при назначении размеров каркаса подин должны соответствовать динамическим нагрузкам. Для расхода энергии, необходимой для передвижения подин, рекомендуется экспериментальный вариант расчета с параметрами фирмы BROBU — OFEN (ФРГ).

Рекомендуются типы смазок для подшипников, а также и типы подшипников.

Что касается привода подин в частных вариантах (привод при помощи мостовых кранов), то показаны возможности фирмы SKODA (Чехословакия).

В заключение показаны будущие стремления приводов подин на воздушных подушках.

Фэгэрэшану Мариана Стелиана и *Бузулою Мария Летиция*, p. 116—118 Дк 669.712.3 :661.86241

Определение нитрида алюминия метил-бромацетатным способом

Приводится исследование метода определения нитрида алюминия при помощи бромэстера. Преимущество этого способа в сопоставлении с растворением в соляной кислоте, азотной кислоте и под-метиловом спирте. Оптимальные условия примнения метода: отсутствие содержания воды в реактивах, анализируемые образцы, подверженные термической обработке, соответствующей полному выпадению нитрида алюминия, размер частиц более 80 A точность работы способа, испытанного в Международной Комиссии для Исследований и Рационализаций Методов Определения Газов в Сталях и Чугунах испытания способа определения нитрида алюминия метил-бромацетатным методом для сталей для вытяжки и шарикоподшипниковой стали в ИЧЕМе, условия работы и полученные результаты.

CĂRŢI STRĂINE INTRATE ÎN BIBLIOTECILE DIN R. S. ROMÂNIA

Gnauck G. ş.a.
Gas — Chromatographie in der Metallurgie
(Cromatografia gazelor în metalurgie)
Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1970, 185 pag.
B. — C.S.H.

Kauczor E.
Metall unter dem Mikroskop, Einführung in die metallographische Gefügelehre
(Metalul la microscop. Introducerea în metalografie)
Berlin, Heidelberg, New-York, Springer Verlag, 1969, 69 pag.
B. — C.D.P.T. — M.I.M.

Nitzsche K.
Werkstoffprüfung von Metallen. Band I und II
(Încercarea metalelor, vol. I şi II)
Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1968, I—448 pag. II — 612 pag.
B. — C.S.H.

Opitz H., Dude W.
Allgemeine Werkstoffprüfund für Ingenieurschulen
(Manual general de încercare a materialelor pentru şcoli tehnice)
Leipzig, VEB Fachbuchverlag, 1970, 362 pag. (3915)
B. — C.D.P.T. — M.I.M.

Pinondel M. I.
Manuel pratique du contrôleur par ultrasons
(Manual practic pentru control cu ajutorul ultrasunetelor)
Paris, Ed. Eyrolles, 1968, 138 pag. (3843)
B. — C.D.P.T. — M.I.M.

Raihtaum A. G.
Himiceskie laboratorii po issledovaniiu uglei
(Laboratoare chimice de cercetare a cărbunilor)
Moscova, Izd. Nedra, 1971, 256 pag.
B. — I.C.E.M.

Unikalnîe priborî Nr. 5
(Aparate unicate)
Moscova, 1970, 85 pag.
B. — I.C.E.M.

Welcher J. F.
Standard Methods of Chemical Analysis, Volume II A
Industrial & Natural Products & Noninstrumental Methods
(Metode standard de analiză chimică Vol. II A — Produse industriale şi naturale şi metode de analiză cu şi fără aparate)
Ediţia VI
New—York, Van Nostrand Reinhold Company, 1968, 1281 pag.
B. — „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii.

Cernat C. und *Negru I.*, p. 105–109 DK 621.743.3

Erforschungen betreffs Bestimmung der technologischen Eigenschaften der Mischungen für Grosskerne

Es werden die ausgeführten Erforschungen zwecks Erzeugung von Kernmischungen die nebst geeigneten physikalischchemischen und mechanischen Eigenschaften auch ein hohes Ausschlagunsvermögen nach Erstarrung und Kühlung der Legierung haben.

Die ausgearbeiteten Formeln, meistens mit Kalterstarrung, können erfolgreich auch für andere grosse Gussteile aus Eisen und Stahl verwendet werden. Das benutzte Laborverfahren wird vorgelegt.

Die entwickelten Formeln wurden mit Erfolg unter Industriebedingungen verwendet.

Ştirbu Cornelia, Condurache Gh. und *Lacea N.*, p. 110–113 DC 658.2001.57

Mathematisches Modell für Bestimmung der optimalen Lebendauer der Rüstungen

Es wird ein mathematisches Modell für die Bestimmung der optimalen Lebensdauer von Industrierüstungen, dass die physikalische Abnutzung und die Veralterung der ersten und zweiten Form, als auch Kostenaktualisierung, in Berücksichtigung nimmt, vorgelegt.

Von einem in der Fachliteratur vorhandenen Verhältnis, dass nur die physikalische Abnutzung berücksichtigt, ausgehend wird ein allgemeines Berechnugsverhältnis — für eine unbegrenzte Dauer gültig — entwickelt. Das Verhältnis erlaubt die Bestimmung der erforderlichen Kosten am Anfang der Periode für Ersetzung der Rüstungen nach n Jahren, mit Berücksichtigung der physikalischen Abnutzung und der Veralterung unter deren zwei Formen. Das Minimum dieser Kosten zeigt die Anzahl n der Jahren entsprechend der Lebensdauer der Werkzeuge an.

Das logische Schema, das Programm in FORTRAN für einen FELIX—C—256 Computer, als auch ein konkretes gelöstes Beispiel werden vorgelegt. Nomogrammen werden entwickelt, mittels welcher die Ersetzungszeit der betreffenden Rüstung in Abhängigkeit von verschiedenen Abnutzungsgraden bestimmt sein kann.

Penciu M., p. 114–115 DK 669.1.041

Rollenherde der metallurgischen Öfen

Es werden die Hauptrichtpunkte der vorhandenen Lösungen für diese Werkzeuge vorgelegt. Die Dimensionierungsbelastungen für das Herdgerippe müssen den dynamischen Beanspruchungen entsprechen. Was den Energieverbrauch für die Herdverschiebung betrifft, wird die experimentale Berechnungsvariante mit parametern der Firma BROBU-OFEN (Deutsche Bundesrepublik) empfohlen.

Es werden verschiedene Fettsorten für die Wälzlager als auch Wälzlagersorten vorgeschlagen.

Was besondere Antriebsvarianten der Herde betrifft (z. B. Antrieb mittels Übertragungskran) wird die Erfahrung in dieser Richtung der Firma SKODA (Tschechoslowakei) angezeigt.

Am Ende wird die künftige Entwicklungsrichtung des Antriebs mit Luftkissen hervorgehoben.

Făgărăşan Maria Steliana und *Buzuloiu Maria Letiţia*, p. 116–118 DK 669.712.3 :661.862.41

Bestimmung des Aluminiumnitrids durch das Verfahren mit Methylbromazetat

Es wird ein Dokumentarstudium über die Bestimmung des Aluminiumnitrids durch das Bromester-Verfahren, dessen Vorteile in Vergleich zu der Lösung in Salzsäure, Salpetersäure und methylischem Jodalkohol und die Optimalbedingungen dessen Anwendung (wasserfreie Reagenten, Wärmebehandlung der Muster die einer vollständigen Absonderung des Aluminiumnitrids entspricht, Korngrösse über 80Å) vorgelegt. Die Arbeitsgenauigkeit des Verfahrens wurde im Rahmen der Internationalen Kommission für Studien und Rationalisierung der Bestimmungsverfahren für Gasen in Eisen und Stahl (I.G.C.) erprobt. Versuche betreffs Bestimmung von Aluminiumnitrid durch das Methylbromazetat-Verfahren für Teifzugstahl und Wälzlagerstahl im Rahmen des Instituts für Metallforschung (I.C.E.M.), Arbeitsbedingungen und erhaltene Ergebnisse werden gleichfalls vorgelegt.

Ştirbu Cornelia, Condurache Gh. and *Lacea N.*, p. 110—113 DC 658.2.001.57

Mathematical model for determining the optimal working life of equipment

The paper presents a mathematical model for determining the optimal working life of equipment which takes into account physical wear and obsolescence of the first and second form, as well as cost updating.

Starting from a relationship to be found in literature which takes into account only physical wear, a general computing formula is developed for the aggregate costs required at the beginning of the period in view to replace the equipment every n years, within an unlimited time span, taking into account both physical wear and obsolescence under its two forms. The minimum of these costs indicates the number n of years during which the equipment has to be maintained in operation.

Flow chart, programme in FORTRAN for a FELIX—C 256 computer, as well as an actually solved example are offered. Nomograms are plotted by means of which the replacing time of the respective equipment for various wear degrees may be determined directly.

Penciu M., p. 114—115 DC 669.1.041

Roller-hearths of metallurgical furnaces

The paper presents main landmarks of the solving alternatives for this type of equipment. Loads taken into account when dimensioning hearth framing have to be in agreement with actual dynamic loads. As regards required energy consumption for hearth travelling, the author recommends the experimental computing alternative based on parametra developed by the BROBU-OFEN-Company (Western Germany).

Lubricants for bearing greasing and bearing types are also indicated.

As regards hearth drive in some special cases (e.g. driving by means of transfer cranes), experience of the SKODA-Company (Czechoslovakia) is emphasized.

Finally, the future trend towards hearth driving by means of air-cushion is analysed.

Făgărăşan Maria Steliana and *Buzuloiu Maria Letiţia*, p. 116—118 DC 669.712.3 :661.862.41

Determination of aluminium nitride by means of the methyl bromo-acetate method

The paper presents a documentary study regarding determination of aluminium nitride by means of the bromo-ester method, the advantages of the former proceeding as compared to dissolution in chlorine hydride, nitric acid and iodomethanol, optimal conditions for using the method (water-free reagents, analysed samples heat-treated in such a way so as to obtain complete precipitation of aluminium nitride, grainsize greater than 80 Å). The working accuracy of the method registered within the limits indicated by the International Commission for Studies and Method Rationalization for Gas Determination in Iron and Steel (I.G.C.). The paper presents, further, the way the method was used for aluminium nitride determination, by means of methyl bromo-acetate, in deep-drawing steel and bearing steel — in the frame of the Metallurgical Research Institute (I.C.E.M.), working conditions and obtained results.

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI PROIECTĂRI TEHNOLOGICE PENTRU SECTOARE CALDE

dispunînd de un corp de specialişti de înaltă calificare şi avînd laboratoare utilate modern, inclusiv ateliere mobile, poate asigura pe bază de contract asistenţă tehnică la aplicarea şi însuşirea tehnologiilor noi de mare productivitate şi eficienţă economică în următoarele domenii :

- turnătorie
- deformări plastice
- tratamente termice și termochimice
- studiul metalelor
- compartimentul special de asistență tehnică

Pentru informaţii suplimentare privind încheierea contractelor pentru acordarea asistenţei tehnice în domeniile enumerate vă rugăm să vă adresaţi sau să trimiteţi comenzile Dv. pe adresa :

Şos. Olteniţei nr. 105, Bucureşti, sector 5, Telefon : 83.21.70

ICPTSC INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI TEHNOLOGICE PENTRU SECTOARE CALDE

Șos. Olteniței nr. 105 București, sector 5, Telefon 83.21.70

TURNĂTORIE

Prepararea amestecurilor de formare și miezuri

- Amestecuri sintetice de formare manuală și mecanică
- Amestecuri speciale pentru linii automate de formare cu presiuni înalte
- Amestecuri pentru linii cu uscare superficială
- Amestecuri cu autoîntărire
- Amestecuri întărite cu CO_2 cu dezbatere ușoară
- Amestecuri fluide cu autoîntărire
- Amestecuri pentru miezuri după procedeele Croning, Hot-Box, Cold-Box, Ashland, Termoșoc

Tehnologii de formare

- Formare manuală pentru piese unicate de mare tonaj
- Formare pe linii automate
- Formare la presiuni înalte

Tehnologii speciale de turnare

- Turnare de precizie cu modele fuzibile
- Turnare de precizie în amestecuri fluide
- Turnare centrifugală
- Turnare în forme permanente

Elaborarea aliajelor cu caracteristici superioare

- Fonte nodulare
- Fonte modificate
- Oțeluri și aliaje cu mare refractaritate

Procese tehnologice pentru curățare, remediere și control al pieselor turnate

Modernizarea și optimizarea fluxurilor tehnologice în turnătorii

Elaborarea documentației tehnice pentru turnătorii

- Norme interne de recepție pentru materiale
- Norme interne pentru procese tehnologice
- Norme interne pentru recepție piese turnate

Elaborarea de rețete și asistență tehnică la aplicarea materialelor auxiliare pentru turnătorii

- Vopsele refractare, chituri, paste și pudre
- Prealiaje, modificatori etc.
- Fluxuri, zgure de protecție etc.

DEFORMĂRI PLASTICE ALE METALELOR

Asimilarea pieselor extrudate la rece pe prese cu unul sau mai multe posturi

Pregătirea semifabricatelor în vederea extruziunii la rece (tratamente termice, fosfatare, debitare, lubrifiere)

Contractarea, recepționarea și punerea în funcție a liniilor de extruziune la rece

Exploatarea rațională a utilajelor universale de matrițare, inclusiv tehnologia și proiectele de SDV-uri aferente

Lubrifierea pieselor matrițate și extrudate

Modernizări de utilaje de matrițare (ciocane, prese cu fricțiune) și de forjare liberă sau ambutisare (prese hidraulice)

Optimizarea tehnologiilor existente în vederea ridicării eficienței economice a matrițării și forjării libere

Elaborarea tehnologiei și asimilarea de bare și piese forjate din oțeluri speciale forjate liber sau matrițate

TRATAMENTE TERMICE ȘI TERMOCHIMICE

Tehnologii generale de tratament termic al oțelurilor carbon și aliate de construcție

Tehnologii generale de tratament termic și termochimic în băi de săruri

Tehnologii de tratament termic și termochimic al sculelor din oțeluri carbon, aliate și rapide, inclusiv al sculelor pentru deformare la cald și la rece

Punerea în funcțiune și exploatarea la parametri optimi a generatoarelor de atmosferă controlată

Tehnologii de tratament termic și termochimic în atmosferă controlată

Tehnologii diverse de tratamente termochimice, de durificare superficială în vederea creșterii rezistenței la uzură și a durabilității în exploatare: carburare, carbonitrurare, cromizare, cromalitare, nitrurare, feroxare ș.a.

Tratamente termice aplicate oțelurilor și aliajelor speciale: oțeluri inoxidabile, refractare, oțeluri de înaltă rezistență ș.a.

Tehnologii de tratament termic al aliajelor neferoase pe bază de aluminiu

STUDIUL METALELOR

Probe și analize pentru expertize tehnice

Defectoscopie

Tehnologia construcțiilor sudate

Sudarea pieselor grele

Sudabilitatea oțelurilor de înaltă rezistență

Încărcarea prin sudare cu materiale dure

Preluări de licență în domeniul tehnologiilor de sudare

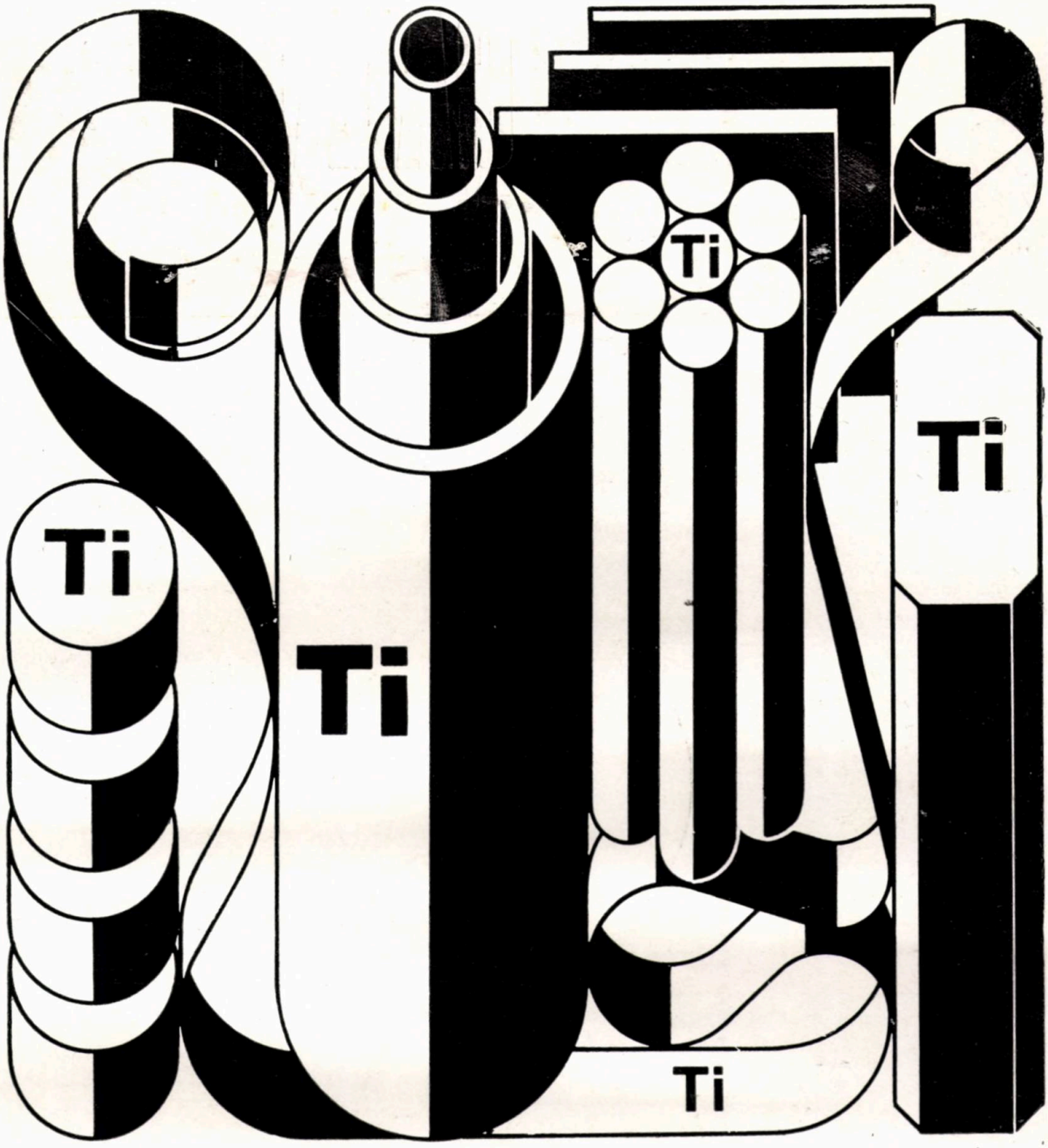
COMPARTIMENTUL SPECIAL DE ASISTENȚĂ TEHNICĂ

Asigură cu personal calificat punerea în funcțiune la parametrii proiectați a:

- Instalațiilor și liniilor mecanizate și automatizate de formare turnare pentru producția de unicate sau serie
- Utilajelor specifice acestor procese cum sînt: stațiile de preparare a amestecurilor de formare și miezuire, cuptoare cu inducție și cubilouri, mașini de format prin aruncare vibrare, presare cu presiune medie și înaltă, utilaje de curățare și transport mecanizat, pneumatic etc.
- Instalațiilor și liniilor de încălzire în vederea forjării sau efectuării tratamentelor termice pentru toate sectoarele calde specifice industriei constructoare de mașini

Execută lucrări de modernizare privind optimizarea instalațiilor de ardere pentru reducerea consumului de combustibil

Acordă asistență tehnică în organizarea execuției utilajelor pentru sectoarele calde pe baza documentațiilor proprii elaborate în institut sau a documentațiilor străine pentru utilaje achiziționate din import



Exportator .

V/K "TECHSNABEXPORT"
Moscova G-2-, U.R.S.S
Telefon 244-32-85
244-77-27
Telex 7239

V/K „TECHSNABEXPORT"

exportă un larg sortiment de produse de titan :
tuburi, fire, table, benzi, folii subțiri, bare, brame, lingouri
și alte articole din titan.

Techsnabexport

PUBLICOM

COMBINATUL SIDERURGIC

GALAȚI

Telegraf: Combin Galați
Telefon: 18 300
Telex 015253; 015257

TABLE GROASE:
de (6 - 240 mm) x (1 500 - 3 000 mm) x max. 15 000 mm ● din oțeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate și aliate ● utilizate în construcții mecanice, construcții metalice, construcții navale, cazane și recipienți sub presiune, țevi sudate, utilaje rezistente la coroziunea atmosferică, oțeluri pentru îndoire la rece și construcții cu întrebuințare generală.

BANDĂ ÎN RULOURI laminată la cald: ● de (1,5-8 mm) x (700-1 500 mm) și greutate max. 20 t ● utilizată în construcții mecanice și metalice, construcții de nave și construcții de cazane și recipienți sub presiune.

TABLE ȘI BENZI laminate la rece: ● (0,3-3 mm) x (700-1 500) ● utilizate pe caroserii, construcții metalice, țevi sudate, profile îndoite, închideri de hale, aparataj electric, articole de uz casnic, acoperiri prin care, emailare etc.

TABLE IN FOI debitate din rulouri laminate la ● (1,5-8mm) x (700-1 500mm) x (2 000-10 000

SULFAT FEROS HEPTAHIDRATAT STAS 218 ● calitatea I și II ● puritatea 98 - 99 % utilizabil la purificarea apei.

SULF ELEMENTAR în fulgi cu conținut de minimum 99% S, fără aciditate ● utilizabil în industria celulozei, fibrelor artificiale și la prepararea acidului sulfuric.

APĂ AMONIACALĂ de concentrație 20 % NH_3 ● utilizabilă în industria clorosodicilor.

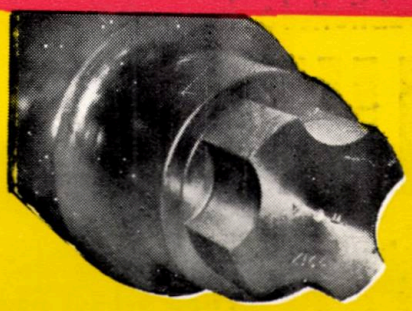
SULFAT DE AMONIU cu conținut de 20 % N_2 ● utilizabil ca îngrășământ în agricultură.

GUDRON BRUT cu conținut de minimum 55% smoală ● utilizabil la fabricarea naftalinei și a uleiurilor de absorbție.

BENZEN BRUT având pînă la 80% benzen tehnic și 20% toluen ● utilizabil în industria solvenților și la rafinării.

INTREPRINDEREA
OȚELUL ROȘU

Orașul Oțelul Roșu
Str. Mihail Eminescu, nr. 10
Jud. Caraș Severin
Telefon 4



CILINDRI DIN FONTĂ

● cilindri duri (definiți) ● cilindri indefiniți cu grafit lamelar (clasici) ● cilindri cu grafit nodular ● cilindri netezitori pentru țevi Mannesmann

BARE DIN OȚEL TRASE LA RECE

● rotunde Ø 15 - 70 mm ● hexagonale 17 - 55 mm, din : oțel carbon obișnuit, oțel carbon de calitate, oțel pentru automate, oțel aliat ● rotunde Ø 15 - 30 mm, din oțel pentru rulmenți

BENZI DIN OȚEL LAMINATE LA RECE

● grosimea 0,2 - 3,5 mm ● lățimea 10 - 200 mm, din : oțel carbon, oțel aliat și oțel carbon de scule

Ingineri şi tehnicieni

PENTRU ANUL 1974

REÎNNOIŢI-VĂ

abonamentul la revista

METALURGIA

Organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România

Revista publică articole originale şi de sinteză, studii şi cercetări experimentale, realizări tehnice, actualităţi şi discuţii, extrase din presa tehnică de specialitate, cronici privind evenimentele tehnico-ştiinţifice, recenzii de cărţi, precum şi prezentări de reviste din ţară şi străinătate.

Revista se adresează inginerilor şi tehnicienilor din producţie, proiectanţilor, cercetătorilor, profesorilor şi studenţilor din sectoarele metalurgiei feroase şi neferoase şi de materiale refractare.

Abonamentele se primesc pe adresa M.I.M. — Centrul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti, str. Academiei nr. 7, sector 1, cont viramant 30.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România.

Tarif pentru întreprinderi : 150 lei anual; tarif pentru ingineri, tehnicieni, studenţi etc.: 48 lei anual. Costul unui exemplar 5 lei.

REÎNNOIŢI

comenzile de publicitate la revista

METALURGIA

Pentru anul 1974

Revista publică pagini de reclamă industrială, la negru şi în culori, pentru produsele întreprinderilor siderurgice, de materiale refractare şi lucrări de construcţii şi montaje siderurgice.

De asemenea, publică reclame pentru întreprinderile furnizoare de materii prime şi materiale auxiliare, utilaje şi echipamente industriale din ţară şi străinătate.

Vă informăm totodată că revista "METALURGIA" face schimb cu peste 40 reviste străine, constituind astfel un bun mijloc de propagandă a produselor şi a realizărilor noastre siderurgice peste hotare.

IPROLAM

ENGINEERING AND DESIGN FOR ROLLING MILLS

Activities

- Design
- Engineering
- Consulting

For ferrous and non-ferrous metallurgy

- merchant mills, strip and sheet mills
- seamless tube mills
- bent section lines
- wire drawing machines and tube and bar drawing benches
- ropes, nails, chains, weld electrodes shops
- extrusion prosses and installations
- tube zinc-coating and pickling shops
- industrial furnaces
- industrial buildings and installations
- rolling mill layouts or shop layouts

IPROLAM carries out

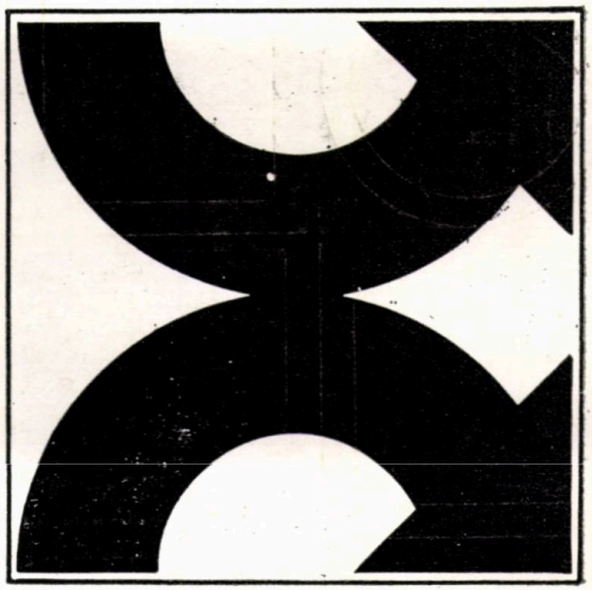
- arrangement allternates and industrial area layouts
- engineering balance studies
- proposal tabulation approaches
- building detail drawings, as well as detail drawings referring to equipment, utility plants, typical units and ways' of transportation
- studies and projects to layout mill transportation
- studies and projects for the rolling mill maintenance shops and laboratories
- investment planning documentation starting with design and up to specification achievement through modern methods and computers
- basic developments to reinforce economical efficiency of investments
- forecast studies of plant development and product mix configuration
- trade documents for export purpose (i.e. prospects, proposals, specifications etc.)

by using a broad and up-to-date technical literature

- 30.000 studies and projects, over 10.000 prospects and 150 periodical trade proprietory issues both domestic and foreign, local and international norms and standards

publishing and printing of documents

- by using quite modern technical means to meet users' whims

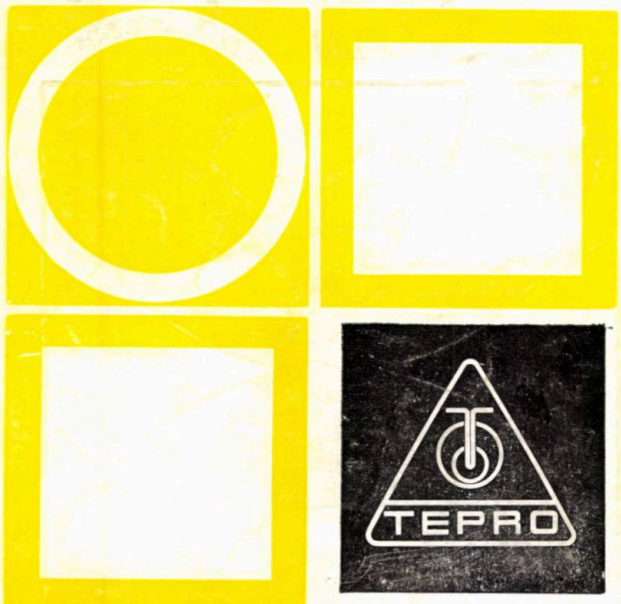


București—Romania
Str. Negustori nr. 23—25
Tel. 16.70.10 ● Telex 011.375

TEPRO®

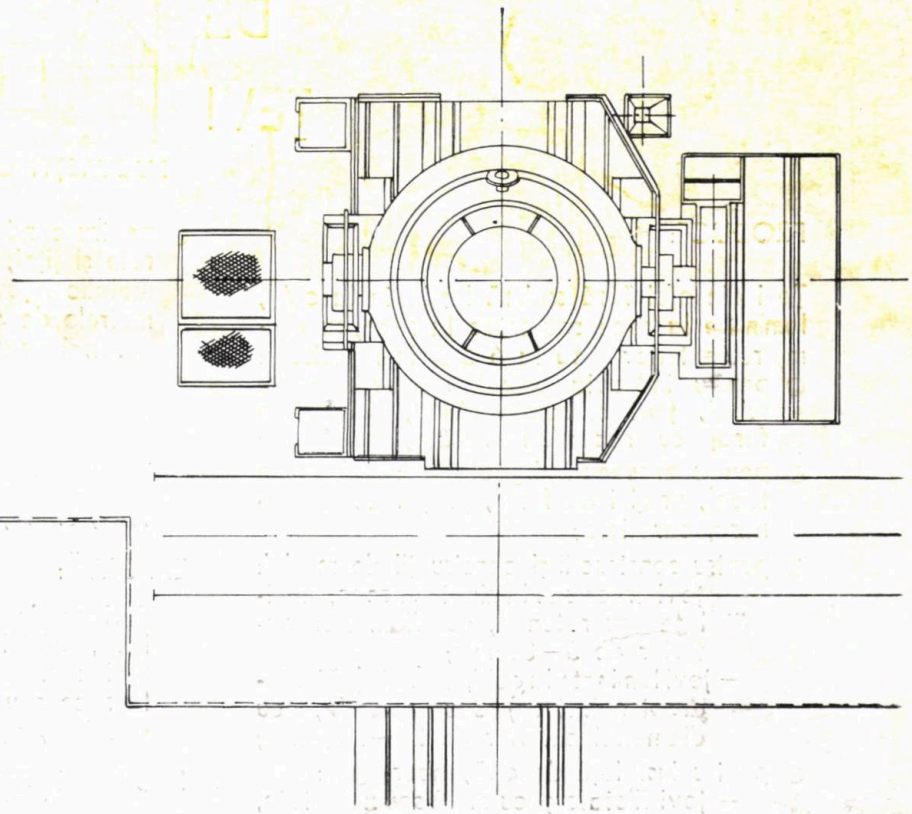
- Țevi sudate pentru instalații de la 3/8 la 4", cu grosimea maximă de perete de 5 mm
- Țevi sudate pentru construcții de la ⌀ 16 la 114 mm, cu grosimea de perete : 1—4,5 mm
- Țevi sudate de precizie de la ⌀ 8 la 60 mm, cu grosimea de perete : 1—3 mm
- Țevi sudate profilate

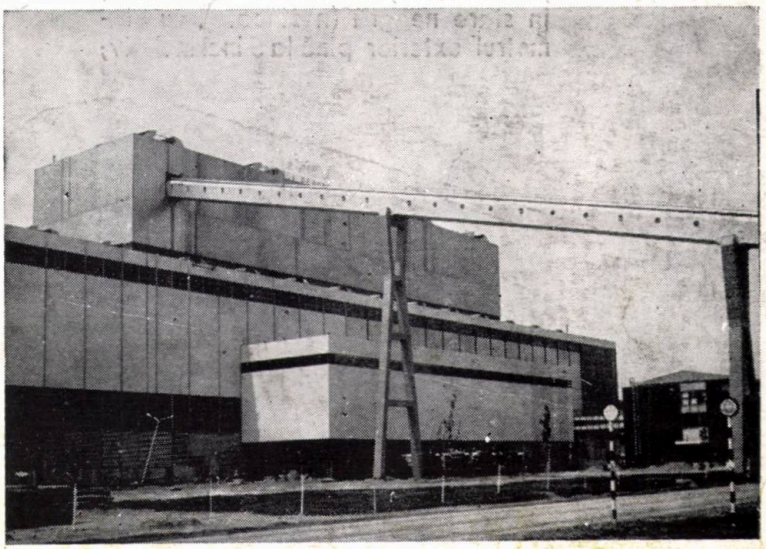
vă oferă



ÎNTREPRINDEREA
METALURGICA IAȘI
Șos. Țuțora nr. 132
Tel. 30322, 30371, 30720
Telex · 022268 UZIMET

IPROMET





STITUTUL DE PROIECTARE
HNOLOGICĂ DE UZINE ŞI
STALAŢII METALURGICE

ureşti 45, str, 13 Decembrie 20, tel. 13.37.58.

PROVIDES DESIGNING FOR

INTEGRATED IRON AND STEEL WORKS ● IRON ORES SINTERING PLANTS ● COKE-OVEN PLANTS ● BLAST-FURNACES ● STEEL MILLS ● REFRACTORIES PLANTS ● FOUNDRIES FOR HEAVY CASTINGS ● ENERGY SERVICES IN IRON AND STEEL WORKS (BLOWERS, COMPRESSED AIR AND OXYGEN STATIONS, ELECTRICAL AND HYDROTECHNICAL SYSTEMS, A.S.O.) ● IRON AND STEEL WORKS EQUIPMENT

DESIGNING WORK - ENGINEERING - TEHNICAL ASSISTANCE

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.5

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

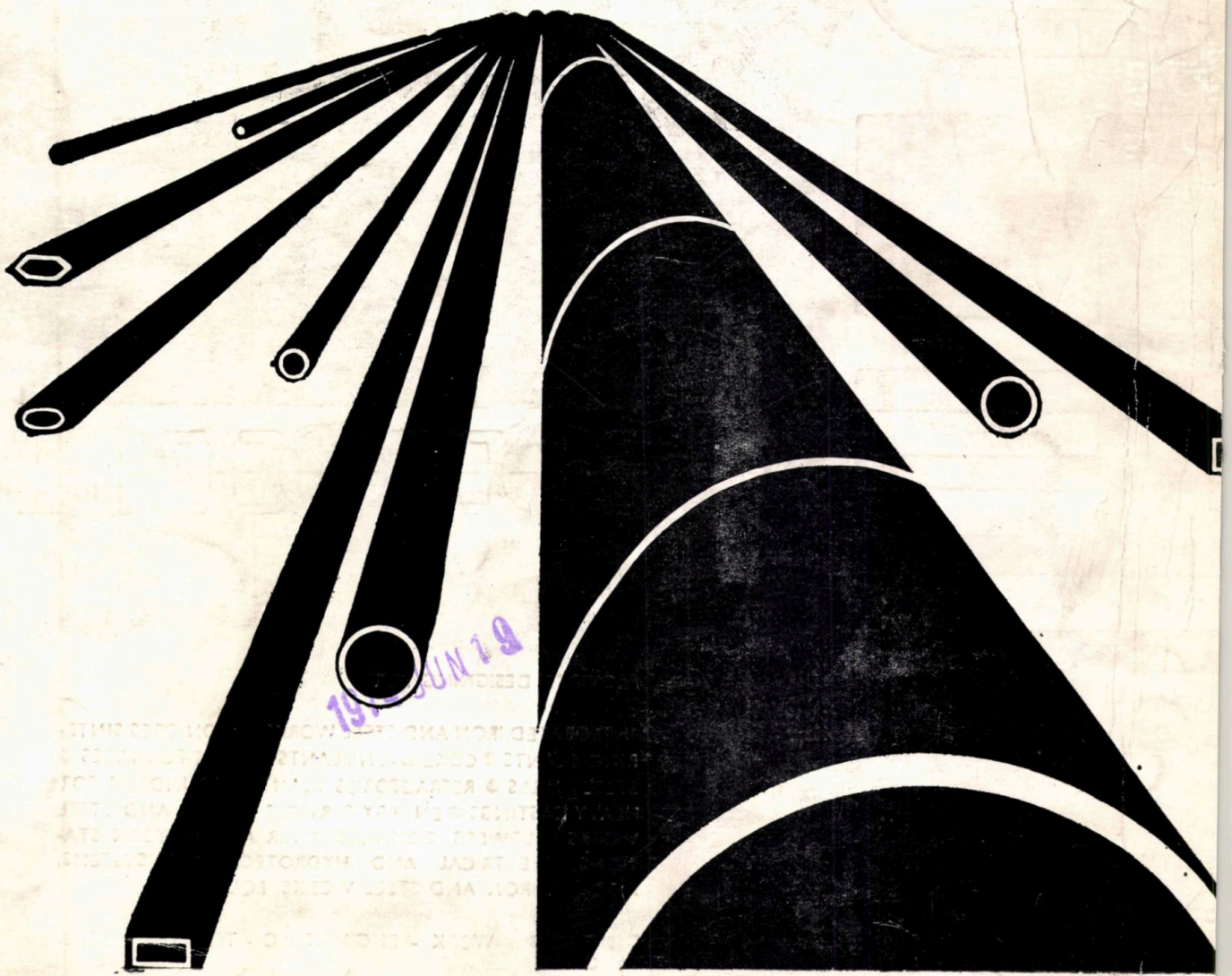
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi construcţii de maşini:
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  - ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1 020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTĂ:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



19 JUN 19

E 3280

R

REFERALVA

METALURGIA

3

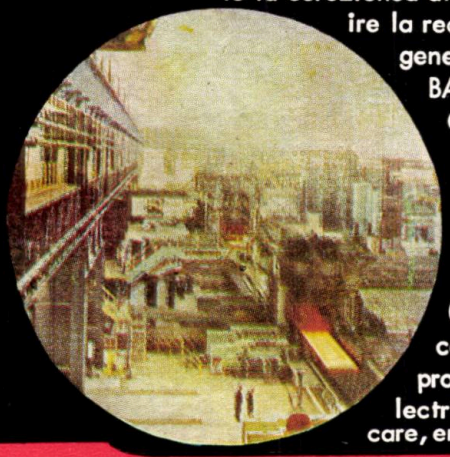
METALURGIA ● BUCUREŞTI ● ANUL XXVI ● NR. 3 ● MARTIE 1974

COMBINATUL SIDERURGIC

GALAȚI

Telegraf: Combin Galați
Telefon: 18 300
Telex: 015253; 015257

TABLE GROASE:
de (6 - 240 mm) x (1 500 - 3 000 mm) x max. 15 000 mm ● din oțeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate și aliate ● utilizate în construcții mecanice, construcții metalice, construcții navale, cazane și recipienți sub presiune, țevi sudate, utilaje rezistente la coroziunea atmosferică, oțeluri pentru îndoire la rece și construcții cu întrebuințare generală.



BANDĂ ÎN RULOURI laminată la cald: ● de (1,5-8 mm) x (700-1 500 mm) și greutate max. 20 t ● utilizată în construcții mecanice și metalice, construcții de nave și construcții de cazane și recipienți sub presiune.

TABLE ȘI BENZI laminate la rece: ● (0,3-3 mm) x (700-1 500) ● utilizate pentru caroserii, construcții metalice, țevi sudate, profile îndoite, închideri de hale, aparataj electric, articole de uz casnic, acoperiri prin care, emailare etc.

TABLE IN FOI debitate din rulouri laminate la ● (1,5-8mm) x (700-1 500mm) x (2 000-10 000

SULFAT FEROS HEPTAHIDRATAT STAS 218 ● calitatea I și II ● puritatea 98 - 99 % utilizabil la purificarea apei.

SULF ELEMENTAR în fulgi cu conținut de minimum 99% S, fără aciditate ● utilizabil în industria celulozei, fibrelor artificiale și la prepararea acidului sulfuric.

APĂ AMONIACALĂ de concentrație 20 % NH_3 ● utilizabilă în industria clorosodicilor.

SULFAT DE AMONIU cu conținut de 20 % N_2 ● utilizabil ca îngrășământ în agricultură.

GUDRON BRUT cu conținut de minimum 55% smoală ● utilizabil la fabricarea naftalinei și a uleiurilor de absorbție.

BENZEN BRUT având pînă la 80% benzen tehnic și 20% toluen ● utilizabil în industria solvenților și la rafinării.

METALURGIA

Anul 26 Nr. 3 martie 1974

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Banu Şt. şi *Ionescu M. P.*: **Procesul de desulfurare în condiţiile de funcţionare a furnalelor de la C.S. Galaţi** 141

Levcovici D. T.: **Contribuţii la studiul relaxării tensiunilor la oţelurile destinate fabricaţiei de organe pentru asamblări demontabile** 145

Ionescu C., Dumitrescu Tr. şi *Pîrvu Gh.*: **Influenţa parametrilor tehnologici asupra structurii şi caracteristicilor mecanice la oţelurile cu carbon scăzut, calmate cu aluminiu, destinate ambutisării** 149

Şerban N., Zamfirescu D. şi *Axinte E.*: **Oţeluri refractare şi rezistente la coroziune turnate în piese.** 152

Ştefănescu D. M.: **Cercetări privind turnarea pieselor cu pereţi subţiri din fontă cu grafit nodular în amestecuri crude îndesate la presiuni înalte.** 156

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta şi *Ganovici Lucia*: **Influenţa compoziţiei electrolitului asupra reducerii electrochimice a uraniului.** 161

ACTUALITĂŢI

Popescu M.: **Consideraţii privind fabricarea materialului tubular pentru forajul de mare adîncime la Întreprinderea de ţevi „Republica"** 165

Buzilă S.: **Cercetări privind formarea şi prevenirea crăpăturilor longitudinale, la turnarea centrifugă a pieselor bimetalice din fontă cu crustă dură** 170

REALIZĂRI TEHNICE

Brustur Ana: **Determinarea oxidului manganos din materiale silica** 173

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Brăneanu D. O.: **O nouă tehnologie de transport a minereului de fier — sistemul Marconaflo** 175

Drăgan I.: **Consideraţii asupra comportării plastico-vîscoase a metalelor şi aliajelor în timpul deformării** 177

Lederer A.: **Realizări noi în domeniul laminoarelor de benzi late la cald (II)** 181

Apa L.: **Decarburarea şi dezoxidarea oţelului lichid la tratarea sub vid** 188

Stoian L.: **Tratamente tehnice şi influenţa lor asupra principalelor proprietăţi ale tablelor de oţel placate cu oţel inoxidabil** 193

CRONICĂ 169, 199

INFORMAŢII TEHNICO—ECONOMICE 160

COMITETUL DE REDACȚIE

A. ANTONESCU, C. AVRAM, ȘT. CARDALEF, V. CHIRIȚĂ, VL. DAVID, A. DIJMĂRESCU, CTIN. DRAGOMIR, I. DRĂGAN, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. GROSU, VL. HOLBAN, A. IEREMIA, B. KONCZ, P. MARCU, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, IG. PAVONI, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Șef rubrică: GEORGETA COMȘA

Tehnoredactor: LYDYA POPESCU

Revista METALURGIA organ al Ministerului Industriei Metalurgice și a Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București, str. Academiei 7, Sector 1, Telefon: 13.02.28 și 15.81.50/171. Revista este editată de C.D.P.T. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul nostru de virament: 30.05.01.00. B.N. a Republicii Socialiste România – Sector 1. M.I.M. – Centrul de documentare și publicații tehnice – București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni, ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul – Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23–25. Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D. G. P. T. nr. 560/426/1969

I. P. I. c. 3623

42 406

SOMMAIRE

CD 669.162.267.6

Banu Şt. et *Ionescu M. P.* : **Le processus de désulfurisation dans les conditions de fonctionnement des hauts fourneaux du Combinat sidérurgique — Galatzi.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 141—144

CD 669.14.018.298

Levcovici D. T. : **Contributions à l'étude de la relaxation des tensions dans les aciers destinés à la fabrication des organes pour assemblages démontables.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 145—148

CD 669.14—194

Ionescu C., Dumitrescu Tr. et *Pîrvu Gh.* : **L'influence des paramètres technologiques sur la structure et sur les caractéristiques mécaniques des aciers à faible teneur en carbone, calmés avec de l'aluminium, destinés à l'emboutissage.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 149—151

CD 669.14.018.44—14

Şerban N., Zamfirescu D. et *Axinte E.* : **Aciers réfractaires et résistants à la corrosion, coulés en pièces.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 152—155

CD 669.131.7—14

Ştefănescu D. M. : **Recherches concernant le coulage des pièces à parois minces en fonte à graphite nodulaire, dans des sables de moulage crus tassés dans le moule à de hautes pressions.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 156—160

CD 669.822

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta et *Ganovici Lucia:* **L'influence de la composition de l'électrolyte sur la réduction électrochimique de l'uranium à la température de 1 190 °C.**

Metalurgia 26(1974), nr. 3, p. 161—164

CD 621.774 : 622.24

Popescu M. : **Considérations concernant la fabrication du matériel tubulaire pour le forage de grande profondeur, à l'Entreprise de tubes „Republica".**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 165—169

CD 621.74.042—419.4

Buzilă S. : **Recherches concernant la formation des fissures longitudinales lors du coulage centrifuge des pièces bi-métalliques en fonte à croûte dure et les moyens pour empêcher cette formation.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 170—172

CD 666.76 : 543.062

Brustur Ana : **La détermination de l'oxyde manganeux contenu dans les matériaux silica.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 173—174

CD 622.341.1 : 658.286

Brăneanu D. O. : **Une nouvelle technologie pour le transport du minérais de fer — le système Marconaflo.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 175—176

CD 669.018 : 539.374

Drăgan I. : **Considérations sur le comportement plastique et visqueux des métaux et des alliages pendant la déformation.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 177—180

CD 621.771.24.016.2

Lederer A.: **Nouvelles réalisations dans le domaine des laminoirs de feuillards à chaud (II).**

Metalurgia 26(1974), nr. 3. p. 181—187

CD 669.18—982.046.55/56

Apa L.: **La décarburation et la désoxydation de l'acier liquide lors du traitement dans le vide.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 188—192

CD 669.14—415 :621.785 :669.14.018.8

Stoian L.: **Les traitements thermiques et leur influence sur les principales propriétés des tôles d'acier plaquées à l'acier inoxydable.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 193—198

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.267.6

Бану Шт. и Ионеску М. П.: **Процесс десульфурации в условиях работы доменных печей М.К. Галац.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 141—144

ДК 669.14.018.298

Левкович Д.Т.: **К изучению релаксации напряжений в сталях, предназначенных для органов разъемных соединений.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 145—148

ДК 669.14—194

Ионеску К., Думитреску Тр. и Пырву Г.: **Влияние технологических параметров на структуру и механические характеристики низкоуглеродистых сталей, успокоенных алюминием, предназначенных для вытяжки**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 149—151

ДК 669.14.018.44—14

Шербан Н., Замфиреску Д. и Аксинте Е.: **Огнеупорные и коррозиестойкие литые стали.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 152—155

ДК 669.131.7—14

Штефэнеску Д. М.: **Исследования по отливке тонкостенных деталей из сфероидального чугуна в сырые формовочные смеси, уплотненные при высоких давлениях.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 156—160

ДК 669.822

Петреску Н., Николою Елисабета и Ганович Лучия: **Влияние состава электролита на электрохимическое восстановление урана при температуре 1190 °С.**

Metalurgia 26 (1974) nr. 3, p. 161—164

ДК 621.774 : 622.24

Попеску М.: **Соображения, касающиеся производства трубного материала для глубокого бурения на трубном предприятии „Республика".**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 165—169

ДК 621.74.042—419.4

Бузилэ С.: **Исследования, касающиеся образования и предупреждения появления продольных трещин при центробежной отливке биметаллических деталей из чугуна с твердой коркой.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 170—172

ДК 666.76 : 543.062

Брустур Ана: **Определение закиси марганца в динасовых материалах.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 173—174

ДК 622.341.1 : 658.286

Брэняну Д. К.: **Новая технология транспорта железной руды Система Марконафло.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 175—176

ДК 669.018 : 539.374

Дрэган И.: **Соображения, касающиеся пластическо-вязкостного поведения металлов и сплавов во время деформирования.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 177—180

ДК 621.771.24.016.2

Ледерер А.: **Новые достижения в области широкополосных станов горячей прокатки (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 181—187

ДК 669.18—982.046.55/56

Ана Л.: **Обезуглероживание и раскисление жидкой стали при вакуумной обработке.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 188—192

ДК 669.14—415:621.785:669.15.018 8

Стоян Л.: **Термические обработки и их влияние на основные свойства стальных листов плакированных нержавеющей стадью.**

Metalurgia 26 (1974) nr. 3, p. 193—198

INHALT

DK 669.162.267.6

Banu Șt. und *Ionescu M. P.*: **Entschwefelungsvorgang unter den Betriebsbedingungen der Hochöfen im Eisenhüttenwerk — Galați.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 141–144

DK 669.14.018.298

Levcovici D. T.: **Beiträge zu der Erforschung der Spannungsrelaxation in Stählen für Schraubverbindungen.**

Metalurgia 26 (1964), nr. 3, p. 145–148

DK 669.14–194

Ionescu C., Dumitrescu Tr. und *Pîrvu Gh.*: **Einfluss der technologischen Parameter auf das Gefüge und die mechanischen Eigenschaften der aluminiumberuhigten kohlenstoffarmen Stählen für Presszieben.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 149–151

DK 669.14.018.44–14

Șerban N., Zamfirescu D. und *Axinte E.*: **Feuerfester und korrosionsfester Stahlguss.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 152–155

DK 669.131.7–14

Ștefănescu D. M.: **Erforschungen betreffs Giessen von dünnwandigen Teilen aus Kugelgraphitguss in pressaufgestampften Rohmischungen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 156–160

DK 669.822

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta und *Ganovici Lucia*: **Einfluss der Elektrolytzusammensetzung auf die elektrochemische Reduktion des Urans bei 1 190°C.**

Metalurgia 26(1974), nr. 3, p. 161–164

DK 621.77 : 622.24

Popescu M.: **Betrachtungen betreffs Erzeugung von rohrartigen Produkten für Tiefbohrung im Rohrwerk „Republica".**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 165–169

DK 621.74.042–419.4

Buzilă S.: **Erforschungen betreffs Entstehung und Vorbeugung von Longitudinalrissen bei Schleudergiessen von bimetallischen Stücken aus Hartguss.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 170–172

DK 666.76 : 543.062

Brustur Ana: **Bestimmung des Manganoxyds in Dinas-Materialien.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 173–174

DK 622.341.1 : 658.286

Brăneanu D. O.: **Eine neue Förderungstechnologie für Eisenerz: das Marconaflo-Verfahren.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 175–116

DK 669.018 : 539.374

Drăgan I.: **Betrachtungen betreffs plastisch-zähigem Verhalten der Metalle und Legierungen bei Verformung.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 177–188

DK 621.771.24.016.2

Lederer A.: **Neue Erzeugungen im Bereich der Warmwalzwerke für Breitband (II).**

Metalurgia 26(1974), nr. 3, p. 181–187

DK 669.18–982.046.55/56

Apa L.: **Entkohlung und Dezoxydation des flüssigen Stahles bei Vakuumverarbeitung.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 188–192

DK 669.14–415:621.785:669.14.018.8

Stoian L.: **Wärmebehandlungen und ihren Einfluss auf die Haupteigenschaften der mit niehtrostenden Stahl plattierten Stahlbeche.**

Metalurgia 26 (1974) nr. 3, p. 193–198

CONTENTS

DC 669.162.267.6

Banu Șt. and *Ionescu M. P.*: **The desulphuration process under the operating conditions of the blast-furnaces in Iron and Steel Plant — Galați.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 141–144

DC 669.14.018.298

Levcovici D. T.: **Contributions to the study of stress relaxation in steels for screw-type elements.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 145–148

DC 669.14–194

Ionescu C., Dumitrescu Tr. and *Pîrvu Gh.*: **Influence of technological parametra upon structure and mechanical characteristics of aluminium-killed low-carbon steel for dishing.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 149–151

DC 669.14.018.44–14

Șerban N., Zamfirescu D. and *Axinte E.*: **Cast parts out of refractory and corrosion-resisting steels.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 152–155

DC 669.131.7–14

Ștefănescu D. M.: **Investigations regarding casting of thin-walled parts out of nodular iron in green mixtures rammed at high pressures.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 156–160

DC 669.822

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta and *Ganovici Lucia.*: **Influence of electrolyte composition upon electrochemicalreduction of uranium at 1 190°C.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 161–164

DC 621.774 : 622.24

Popescu M.: **Considerations regarding manufacturing of pipes for great-depth drilling in Tube Works „Republica".**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 165–169

DC 621.74.042–419.4

Buzilă S.: **Investigations regarding formation and prevention of longitudinal cracks during centrifugal casting of bimetal parts out of hard-skin iron.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 170–172

DC 666.76 : 543.062

Brustur Ana: **Determination of manganese protoxide in acid materials.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 173–174

DC 622.341.1 : 658.286

Brăneanu D. C.: **A new technology for iron-ore transport — the Marconaflo system.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 175–176

DC 669.018 : 539.374

Drăgan I.: **Considerations regarding plastic-viscous behaviour of metals and alloys during deformation.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 177–180

DC 621.771.24.016.2

Lederer A.: **New achievements in the field of hot-rolling mills for wide-strip (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 181–187

DC 669.18–982.046.55/56

Apa L.: **Decarburation and deoxidation of liquid steel in vacuum-processing.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 188–192

DC 669.14–415:621.785:669.14.018.8

Stoian L.: **Heat treatments and their influence upon the main properties of steel plates coated with stainless steel.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 3, p. 193–198

METALURGIA 3 1974

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Ing. Şt. Banu
Combinatul siderurgic — Galaţi
Ing. M. P. Ionescu
Centrul de proiectare şi cercetare metalurgică — Galaţi

Procesul de desulfurare în condiţiile de funcţionare a furnalelor de la C. S. Galaţi

CZ 669.162.267.6

Creşterea ponderii oţelului de ambutisare în producţia oţelăriei C.S. Galaţi a impus condiţii deosebite privind conţinutul de sulf al fontei de afinare.

Deoarece în oţelul de ambutisare se limitează conţinutul de sulf la maximum 0,015 %, iar procesul de elaborare a oţelului în convertizoare L.D. nu permite realizarea unui grad de desulfurare mai mare de 50 %, rezultă că în fontă conţinutul de sulf nu trebuie să depăşească 0,030 %, aceasta în condiţiile limitării conţinutului de Si şi Mn al fontei la 0,6—0,8 % şi, respectiv, la 0,7—1,0 %.

Se propune să se elucideze unele aspecte legate de procesul de desulfurare în furnal, stabilindu-se şi condiţiile de elaborare a fontei cu conţinutul de sulf sub 0,030 %.

Conţinutul de sulf al fontei poate fi exprimat prin următoarea relaţie (considerîndu-se că 5 % din sulful intrat trece în gaz):

$$S_f = \frac{0{,}95\, S_i}{1 + 0{,}01\, Q_z \cdot L_s},$$

unde:

S_f este conţinutul de sulf al fontei, %;
S_i — cantitatea de sulf intrată pentru 100 kg fontă;
Q_z — cantitatea de zgură raportată la 100 kg fontă;
L_s — raportul de repartiţie a sulfului între zgură şi fontă.

Influenţa variaţiei conţinutului de sulf în încărcătură şi a raportului de repartiţie asupra conţinutului de sulf al fontei rezultă din următoarele relaţii:

$$\left(\frac{\partial S_f}{S_i}\right)_{Q_z L_s} = \frac{0{,}95}{1 + 0{,}01\, Q_z L_s} \qquad (1)$$

$$\left(\frac{\partial S_f}{\partial L_s}\right)_{S_i Q_z} = \frac{0{,}095\, S_i\, Q_z}{(1 + 0{,}01\, Q_z\, L_s)^2} \qquad (2$$

Din relaţia (1) rezultă că influenţa variaţiei cantităţii de sulf în încărcătură asupra conţinutului de sulf al fontei este cu atît mai mică, cu cît cantitatea de zgură şi raportul de repartiţie sînt mai mari. Influenţa variaţiei raportului de repartiţie asupra conţinutului de sulf al fontei scade cu creşterea valorii raportului de repartiţie (relaţia 1 şi fig. 1).

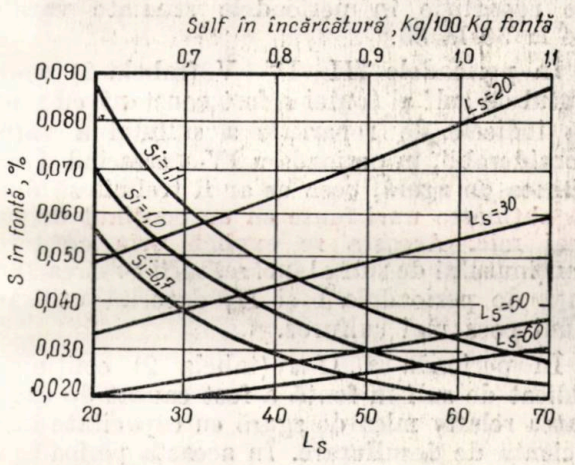


Fig. 1. Variaţia conţinutului de sulf în fontă în funcţie de sulful din încărcătură şi L_s.

Rezultatele privind conţinutul de sulf al fontei de la furnale, cît şi principalii parametri care caracterizează procesul de desulfurare în furnalele C. S. Galaţi, sînt prezentate în tabela 1 (ponderea fontei cu diferite conţinuturi de sulf în producţia unui trimestru) şi în tabela 2 (principalii parametri privind desulfurarea în şase perioade de funcţionare a furnalului 1).

Tabela 1

S, %	0,06	0,040 – 0,060	0,030 – 0,040	0,010 – 0,030	Total
Furnal 1	0,9	13,8	33,4	51,9	100,0 %
Furnal 2	0,9	11,9	27,8	59,4	100,0 %
Furnal 3	0,8	13,6	36,8	48,8	100,0 %

Tabela 2

Perioada	[S%]	L_s	[Si%]	[Mn%]	Ib	(MgO %)	(Al_2O_3%)	kg zgură/t fontă
I	0,41	36	0,79	0,79	1,19	3,53	8,38	545
II	0,045	36,2	0,79	0,89	1,17	3,58	10,29	420
III	0,030	40	0,83	0,97	1,14	3,87	9,47	545
IV	0,030	53	0,66	0,88	1,16	4,38	9,59	570
V	0,030	45	0,73	0,86	1,17	4,68	8,77	565
VI	0,043	30	0,71	0,80	1,19	4,25	8,25	—

Din datele de exploatare se evidenţiază faptul că există variaţii importante la conţinutul de sulf al fontei. Cu toate că circa 50 % din producţia de fontă are un conţinut de sulf sub 0,03 %, se elaborează importante cantităţi cu un conţinut de sulf între 0,03 şi 0,06 %. Este necesar să se elucideze deci cauzele care generează această situaţie, pentru a stabili măsurile tehnologice de natură să reducă variaţiile conţinutului de sulf al fontei.

Se constată, de asemenea, o variaţie mare a capacităţii de desulfurare a zgurei, raportul de repartiţie în perioadele studiate variind de la 30 la 53.

În perioadele III—IV—V (tabela 2) conţinutul de sulf al fontei a fost constant cu toate că indicele de repartiţie a sulfului a variat considerabil, în perioada a IV-a crescînd şi cantitatea de zgură, ceea ce ar fi trebuit să ducă la obţinerea unei fonte cu un conţinut de sulf mai mic. Aceasta se explică prin creşterea conţinutului de sulf al încărcăturii cu circa 10 % faţă de perioadele I şi II, datorită utilizării unui cocs mai sulfuros.

În perioada a II-a (tabela 2) conţinutul ridicat de sulf în fontă a fost cauzat de cantitatea relativ mică de zgură cu capacitate insuficientă de desulfurare. În această perioadă ar fi trebuit să se ia măsuri pentru mărirea raportului de repartiţie a sulfului prin creşterea bazicităţii zgurei la 1,25, mărirea conţinutului de MgO în zgure în jur de 5 % şi, în limita posibilităţilor, să se utilizeze un cocs cu sulf mai scăzut.

Elaborarea fontei cu conţinut de sulf sub 0,03 % se face în condiţiile corelării corecte a parametrilor care influenţează desulfurarea în furnal. Aşa cum rezultă din figura 2, utilizînd un cocs cu 1,5 % S, raportul de repartiţie trebuie să fie în jur de 50, pentru a se obţine o fontă cu sulful sub 0,03 %. Calculele au fost făcute pentru 550 kg zgură/t fontă.

Deoarece din datele de exploatare prezentate se constată variaţii mari ale capacităţii

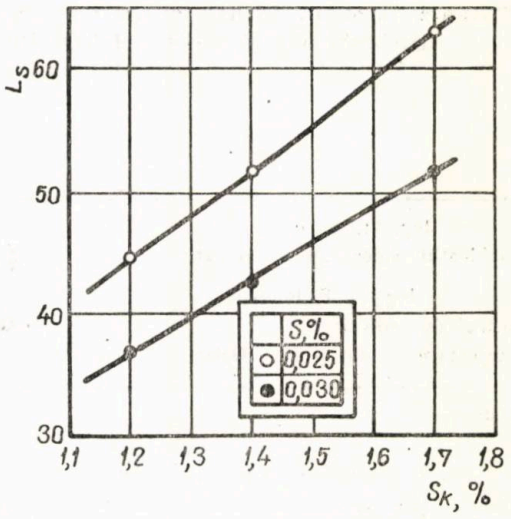


Fig. 2. Relaţia dintre conţinutul de sulf al cocsului indicat de repartiţie şi conţinutul de sulf al fontei.

de desulfurare a zgurelor este util să se analizeze influenţa diverşilor parametri de elaborare asupra raportului de repartiţie a sulfului între zgură şi fontă. Pentru analiză s-au utilizat rezultatele obţinute la furnalul nr. 1 C.S.G. în 467 zile.

În figura 3 se exemplifică influenţa conţinutului de siliciu al fontei, care caracterizează în

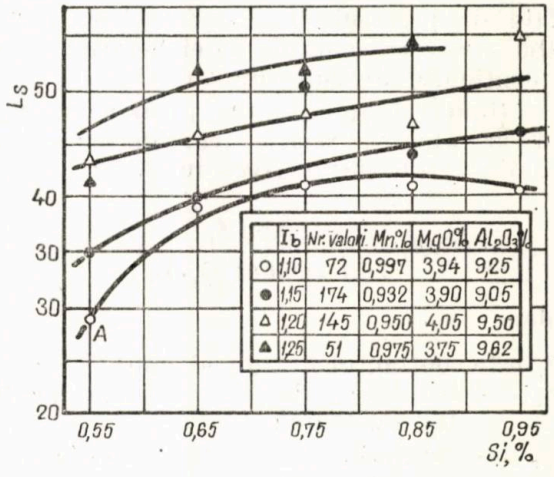


Fig. 3. Influenţa conţinutului de S_i al fontei asupra indicelui de repartiţie a sulfului.

general şi starea termică a furnalului asupra lui L_s, la diferite valori ale indicelui de bazicitate a zgurei.

Se constată că valori ale lui L_s în jur de 50 se pot obţine la conţinuturi relativ scăzute de S_i în fontă (0,6—0,65 %) cu condiţia ca indicele de bazicitate să fie cuprins între 1,20 şi

1,25. Desulfurarea se va înrăutăți simțitor în cazul elaborării fontei cu zgure acide, reci (temperatura zgurei punctului A după formulele lui Voskoboinikov nu depășește 1 400°C) și cu un conținut scăzut de MgO, deci relativ vîscoase. Se constată, de asemenea, că este inutil să se elaboreze fonte cu S_i mai mare de 0,7 %, consumîndu-se cocs în plus, deoarece obținerea unui conținut de sulf în fontă sub 0,03 % se realizează economic utilizînd zgure cu un indice de bazicitate corespunzător.

În legătură cu influența conținutului de Al_2O_3 asupra capacității de desulfurare a zgurei (fig. 4) se remarcă următoarele:

— conținutul de Al_2O_3 în zgure influențează sensibil capacitatea de desulfurare a acestora;

— mărirea capacității de desulfurare a zgurelor cu creșterea conținutului de alumină pînă

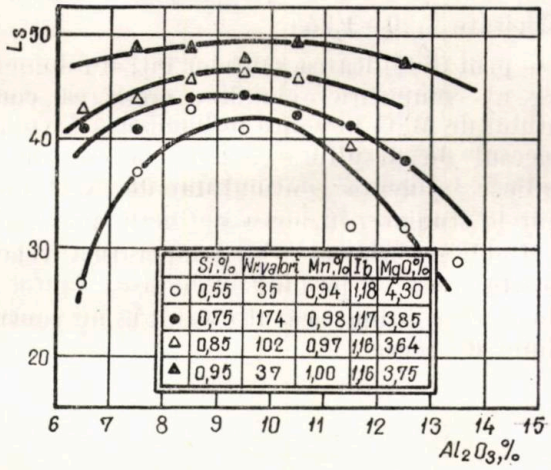


Fig. 4. Influența conținutului de Al_2O_3 al zgurelor asupra indicelui de repartiție a sulfului.

la 9—10 % se explică prin faptul că zgurele cu indice de bazicitate 1,16—1,18 și 3—4 % MgO au în acest domeniu o fluiditate maximă, care contracarează efectul negativ al creșterii conținutului de Al_2O_3 al zgurelor în procesul chimic de desulfurare. Acest efect de fluidificare este mai vizibil cu cît conținutul de siliciu al fontei a fost mai mic, deci zgurele mai reci. Pentru cazurile cînd zgurele au fost supraîncălzite (siliciul în fontă în jur de 1 %) și deci fluide într-un domeniu larg al compoziției chimice efectul variației conținutului de Al_2O_3 în zgure asupra raportului de repartiție este diminuat;

— creșterea conținutului de Al_2O_3 în zgurele studiate, peste 10 %, înrăutățește proprietățile de desulfurare ale acestora.

Influența conținutului de Mn asupra desulfurării nu este certă din datele prelucrate totuși, așa cum era de așteptat, se constată o îmbunătățire a desulfurării cu creșterea conținutului de Mn în fontă în special peste 0,9 % (fig. 5). Avînd în vedere influența negativă asupra consumului de cocs, conținutul de Mn în fontă trebuie menținut însă la nivelul minim cerut de tehnologia de elaborare a oțelului.

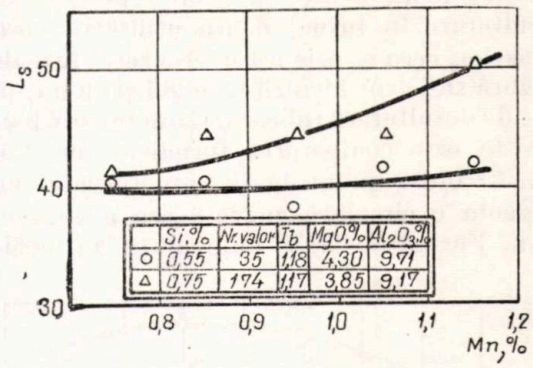


Fig. 5. Legătura dintre indicele de repartiție a sulfului și conținutul de Mn al fontei.

Influența creșterii conținutului de MgO în zgure asupra procesului de desulfurare nu s-a studiat decît pînă la 6 % MgO din lipsă de date de exploatare (fig. 6, 7).

Este de remarcat faptul că pe diagrama din figura 6 se evidențiază din nou caracterul influenței conținutului de Al_2O_3. Mărirea conținutului de MgO de la 2,5 la 4—5 % fluidifică

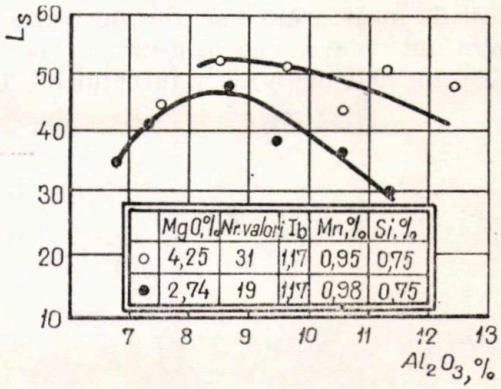


Fig. 6. Influența conținutului de MgO al zgurelor asupra indicelui de repartiție a sulfului.

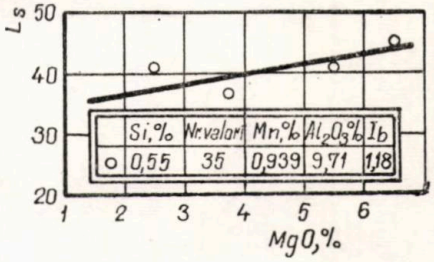


Fig. 7. Influența conținutului de MgO al zgurelor asupra indicelui de repartiție a sulfului.

zgurele într-un domeniu mai larg al compoziției chimice. Astfel este contracarat efectul măririi viscozității zgurelor la conținutul de Al_2O_3 peste 10 %.

Din figura 7 rezultă o creştere cu circa 20 % a indicelui de repartiţie cu creşterea conţinutului de MgO de la 2,5 la 6 % în zgură.

O influenţă deosebită asupra procesului de desulfurare în furnal o are utilizarea corectă a gazelor, ceea ce asigură în creuzetul furnalului o zgură suficient încălzită, fluidă şi cu o capacitate de desulfurare ridicată. Caracteristic pentru aceasta este compararea furnalelor nr. 1 şi 2 (fig. 8) într-o perioadă în care furnalul nr. 2 prezenta o circulaţie defectuoasă a gazelor în cuvă. Furnalele erau alimentate în aceleaşi

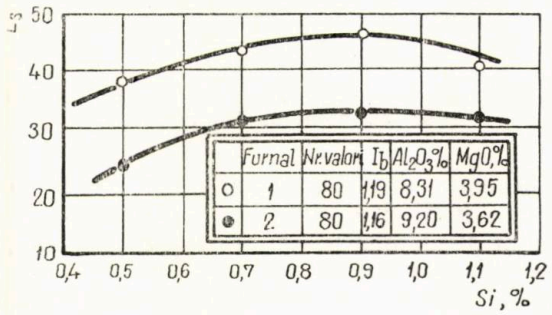


Fig. 8. Rezultatele comparative privind procesul de desulfurare la furnalele nr. 1 şi 2.

condiţii de încărcătură dar din motivul arătat furnalul nr. 2 avea un consum de cocs cu circa 30 kg mai mare decît furnalul nr. 1. Se constată că la furnalul nr. 2 procesul de desulfurare era sensibil înrăutăţit.

În concluzie, elaborarea fontei cu conţinut de sulf sub 0,030 % impune următoarele:

— eliminarea variaţiilor necontrolate ale conţinutului de sulf al încărcăturii, prin sortarea cocsurilor după conţinutul de sulf;

— corelarea capacităţii de desulfurare a zgurelor, deci a raportului de repartiţie a sulfului cu conţinutul de sulf al încărcăturii şi cu cantitatea de zgură;

— în condiţiile studiate zgurele cu cea mai bună capacitate de desulfurare, care asigură obţinerea fontei cu conţinut de sulf sub 0,03 % şi care nu necesită o temperatură ridicată de încălzire pe baza unui consum suplimentar de cocs, sînt cele cu 9—10 % Al_2O_3 şi indice de bazicitate 1,20—1,25;

— prin fluidificarea zgurelor într-un domeniu larg al compoziţiei chimice, creşterea conţinutului de MgO în zgure influenţează favorabil procesul de desulfurare. Este necesar să se studieze influenţa conţinutului de MgO peste limitele studiate, în ideea obţinerii unor zgure cu fluiditate ridicată la temperaturi relativ scăzute, ceea ce permite elaborarea fontei de afinare cu conţinut scăzut de sulf la un consum minim de cocs.

Ing. D.T. Levcovici
Centrul de proiectare-cercetare metalurgică — Galaţi

Contribuţii la studiul relaxării tensiunilor la oţelurile destinate fabricaţiei de organe pentru asamblări demontabile

CZ 669.14.018.298

Elementele construcţiilor mecanice sînt supuse, într-un număr mare de cazuri, la acţiunea simultană a tensiunilor şi temperaturilor ridicate, în sisteme de solicitări statice de lungă durată. Asemenea condiţii se întîlnesc în instalaţiile chimice şi energetice, la motoarele termice clasice şi cu reacţie, în industria metalurgică etc. Problema comportării oţelurilor la temperaturi ridicate a căpătat o mare importanţă datorită tendinţei actuale de creştere a temperaturii fluidelor tehnologice şi energetice.

Comportarea plastică a unui metal — la cald — analizată pe o epruvetă dreaptă — de secţiune constantă — solicitată la întindere axială în funcţie de timp şi încărcare, poate fi prezentată într-o diagramă triaxială [1].

Se obţine o indicaţie calitativă asupra relaţiei dintre cele trei tipuri de încercări referitoare la această problemă :

— încercarea de întindere — variaţia tensiunii în funcţie de deformaţie, la viteză de deformare constantă (curba OAB);

încercarea de fluaj — variaţia deformaţiei în timp, la sarcină sau tensiune constantă (curbele PQ);

— încercarea de relaxare — variaţia tensiunii în funcţie de timp, la deformare constantă (curba RS, în proiecţie pe planul tensiune-timp).

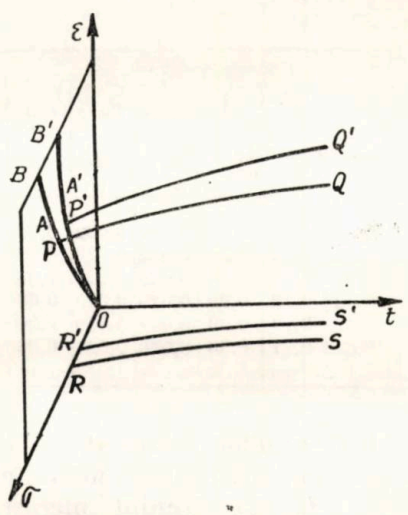


Fig. 1. Diagrama comportării plastice la cald a unui metal.

Solicitările statice de lungă durată au ca efect un ansamblu de fenomene de variaţie, în timp, a deformaţiilor şi eforturilor unitare din piesa încărcată. Pentru piesele executate din oţeluri şi fonte, fenomenul este important la temperaturi ridicate (orientativ peste 300°C).

Într-o serie de cazuri, unde legăturile exterioare limitează deformaţiile pieselor, precum şi în cazul existenţei unor legături interioare (probleme static nedeterminate din punct de vedere al eforturilor unitare), dezvoltarea deformaţiilor plastice produce variaţia în timp a eforturilor unitare — relaxarea.

Relaxarea tensiunii — în condiţiile solicitării statice de lungă durată — înseamnă scăderea tensiunii sub o deformaţie constantă.

La o epruvetă solicitată la tracţiune, care se află sub o deformaţie constantă, ε :

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon_p,$$

unde : ε este alungirea reală totală ;
ε_e — alungirea elastică ;
ε_p — alungirea plastică (datorată fluajului).

Pentru ca alungirea totală să rămînă constantă pe măsură ce materialul se deformează — ca urmare a fluajului nestaţionar — este necesar ca alungirea elastică să scadă. Deci scade forţa de solicitare, ceea ce face ca tensiunea necesară pentru a menţine aceeaşi deformaţie totală să scadă în timp.

Datorită relaxării se produce o slăbire a etanşeităţii îmbinării pieselor fixate prin strîngeri elastice. De exemplu, etanşeitatea asamblării cu şuruburi a flanşelor unei conducte cu aburi sau a flanşelor corpului unei turbine cu aburi scade în timp, ca urmare a relaxării ansamblului şurub — piuliţă şi flanşe.

Curbele obţinute ca urmare a încercării de relaxare permit cunoaşterea evoluţiei fenomenului de relaxare la diferite materiale, fiind utile atît producătorului de materiale, cît şi proiectantului. Aceste curbe pot fi utilizate şi pentru determinarea timpului necesar îndepărtării tensiunilor reziduale prin tratamente termice.

Comportarea unui şurub în cazul îmbinărilor care lucrează la temperaturi ridicate este simulată printr-o încercare în care deformaţia totală (elastică + plastică) şi temperatura sînt menţinute constante, în timp ce scăderea tensiunii (relaxarea) este măsurată în funcţie de timp.

În prezent calcularea datelor privind relaxarea se mai face încă pe baza rezultatelor experimentale obţinute din încercările clasice de fluaj, datorită necunoaşterii caracteristicilor de relaxare la oţelurile româneşti cu această destinaţie. Situaţia este similară în multe alte ţări.

Fenomenul de fluaj este amplu studiat în țara noastră, dar fenomenul de relaxare este analizat în mai mică măsură.

În funcție de natura tratamentului aplicat la un oțel se obține o structură variată față de starea de echilibru (într-o gamă cu o bandă foarte largă, pornind de la perlita globulară și terminînd cu martensita de călire). Fiecărei structuri îi corespund proprietăți mecanice diferite, cu toate că oțelul are aceeași compoziție chimică. Pornind de la acest considerent s-a cercetat fenomenul, astfel ca în procesul de elaborare și prelucrare a oțelurilor prin stăpînirea și dirijarea factorilor tehnologici să se realizeze proprietățile impuse și să se pună la dispoziția proiectanților datele necesare privind relaxarea materialelor.

Încercările de relaxare a tensiunilor se efectuează pe materialele din care se fabrică organele de mașini utilizate la temperaturi înalte.

În prima etapă a cercetării a fost studiat oțelul OLC 35 folosit la fabricația de șuruburi, care implică mai puțini factori cu influență asupra caracteristicilor de relaxare. A fost selecționată o șarjă care a corespuns din punct de vedere al prevederilor STAS 880—66

Pentru determinarea caracteristicilor de relaxare s-a folosit instalația de încercări la relaxare tip Rel 5 t, dotată cu:

— cuptor pentru realizarea temperaturilor înalte între 300 și 1 000°C;

— regulator de temperatură, $\pm$ 2°C;

— instalație de măsurare fină a temperaturii pe epruvetă;

— înregistrator de temperatură pentru controlul temperaturii din camera cuptorului;

— instalație pentru încărcarea epruvetei, cu reglare continuă între 250 și 5 000 kgf;

— instalație de comandă automată a sarcinii pentru descreșterea forței de solicitare a epruvetei — sensibilitatea de acționare, minimum 1 μm;

— instalație de înregistrare a diagramelor pentru variația forței de solicitare în funcție de timp;

— dispozitiv cu microscop spiral pentru măsurarea alungirii la epruvetă — precizia de măsurare sub $\pm$ 1μm.

Instalația de încercare permite simularea condițiilor la care materialul, prelucrat în forma epruvetei sau a organului de mașină propriu-zis, trebuie să facă față în exploatare.

Pot fi realizate tensiuni în probă, corespunzător celor obținute la strîngerile elastice cu organe de asamblare demontabile, în condițiile unei temperaturi de încercare constante. Instalația de comandă automată a sarcinii urmărește permanent evoluția deformației plastice, datorate fenomenului de fluaj nestaționar, comandînd reducerea forței de solicitare, respectiv a deformației elastice pentru menținerea constantă a deformației totale.

Lucrările experimentale referitoare la relaxare se desfășoară în condiții speciale privind amplasarea laboratorului, realizarea unui microclimat cu parametri constanți pe tot parcursul încercării, evitarea oricăror surse de vibrații. De asemenea trebuie supravegheată continuu evoluția încercării.

Încercarea de relaxare la temperaturi ridicate nu este standardizată în țara noastră. La stabilirea liniei de cercetare și a metodicii s-au folosit indicațiile STAS 200—67; STAS 6638—70; STAS 6637—62 și STAS 7209—70 [5].

Probele din această calitate de oțel au constituit grupa notată simbolic 100.

Fiecare probă a fost divizată în trei, pentru prelucrarea epruvetei de relaxare, a șlifului metalografic și a epruvetei de determinare a limitei de curgere și a rezistenței de rupere la cald. Parametrii tehnologici de prelucrare au fost menținuți constanți pentru toate epruvetele, asigurîndu-se o abatere medie pătratică a neregularităților Hmp = 1,25—1,6 μm.

Pentru a cunoaște natura și structura materialului, repartiția incluziunilor și a segregațiilor, proprietățile la solicitarea de tracțiune la cald a materialului — în zona de prelevare a epruvetei de relaxare — s-au făcut determinări pentru fiecare probă. În tabela 1 este dată compoziția chimică a materialului fiecărei probe de relaxare.

Tabela 1

Numărul probei	Compoziția chimică, %						Obs.
	C	Mn	Si	S_{max}	P_{max}	Cr_{max}	
Recomandări STAS 880—66	0,32—0,39	0,50—0,80	0,17—0,37	0,04	0,04	0,3	
101	0,35	0,72	0,30	0,021	0,022	0,06	pe probă
102	0,35	0,72	0,30	0,022	0,022	0,06	pe probă
103	0,35	0,73	0,30	0,022	0,022	0,06	pe probă
104	0,32	0,72	0,29	0,019	0,019	0,06	pe probă
105	0,32	0,70	0,29	0,019	0,020	0,06	pe probă
106	0,32	0,71	0,30	0,020	0,021	0,06	pe probă

Analiza incluziunilor a arătat că în masa metalică sînt înglobați oxizi punctiformi de punctaj 3—4 (fig. 2). Studiul microscopic al șlifurilor metalografice a evidențiat o ușoară segregație a carbonului în centrul secțiunii. Microstructura probelor analizate a prezentat un amestec ferită și perlită lamelară cu grăunți de punctaj 6—7 (fig. 3).

Au fost determinate, de asemenea, proprietățile mecanice de tracțiune ale materialului la

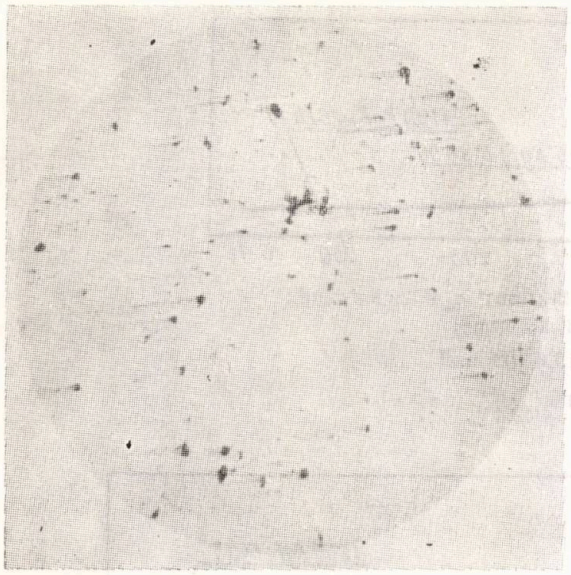


Fig. 2. Proba 101 (× 100). Incluziuni nemetalice OP3.

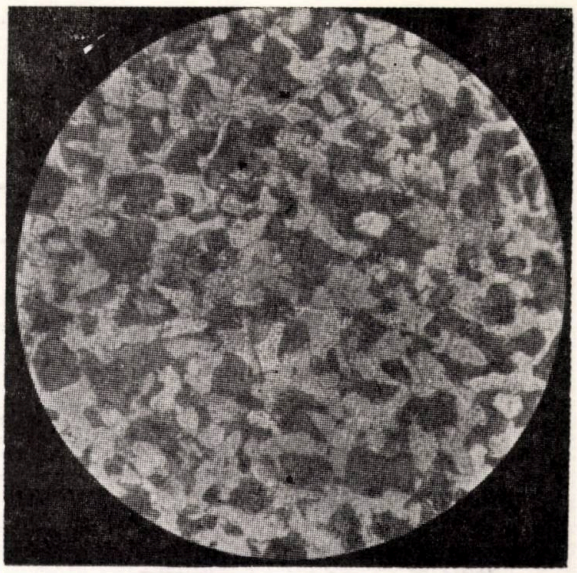


Fig. 4. Proba 101 (× 500). Microstructura materialului după o încercare de relaxare de 448 h cu o alungire inițială de 0,15 mm.

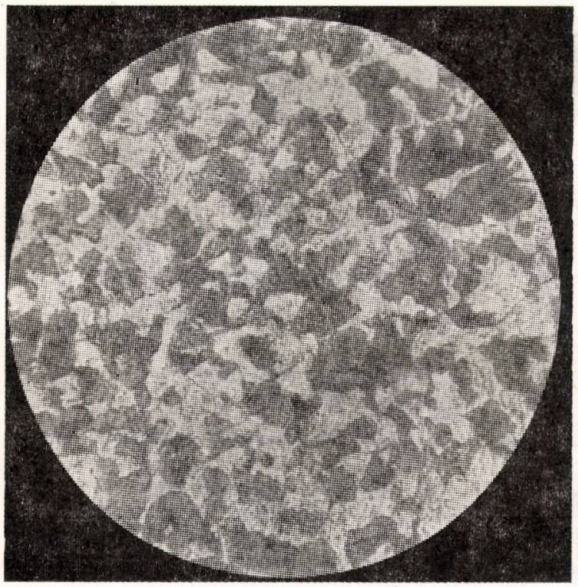


Fig. 3. Proba 101 (× 500). Starea de livrare (ferită + perlită lamelară).

temperaturi ridicate, pentru a se putea stabili parametrii încercărilor de relaxare:

— Pentru temperatura $T = 425°C$: $\sigma_r = 51{,}6$ kgf/mm²; $\sigma_{0,2} = 24{,}6$ kgf/mm²; $\delta_{10} = 25{,}2\%$; $\psi = 67{,}5\%$.

— Pentru temperatura $T = 375°C$: $\sigma_r = 61{,}2$ kgf/mm²; $\sigma_{0,2} = 25{,}8$ kgf/mm²; $\delta_{10} = 24{,}3\%$; $\psi = 65{,}3\%$.

— Pentru temperatura $T = 325°C$: $\sigma_r = 69{,}5$ kgf/mm²; $\sigma_{0,2} = 27$ kgf/mm².

Pe baza acestor date au fost stabiliți parametrii de lucru pentru fiecare încercare de relaxare efectuată în această etapă a cercetării.

În figurile 5—8 sînt prezentate curbele de relaxare împreună cu parametrii încercării unde: T reprezintă temperatura de lucru, °C; Δl_0 — alungirea inițială, mm; σ_0 — tensiunea inițială corespunzătoare, kgf/mm² și caracteristicile de relaxare, unde: σ^t_{Rel} reprezintă tensiunea instantanee; $\Delta\sigma^t_{Rel}\sigma_0$ — relaxarea.

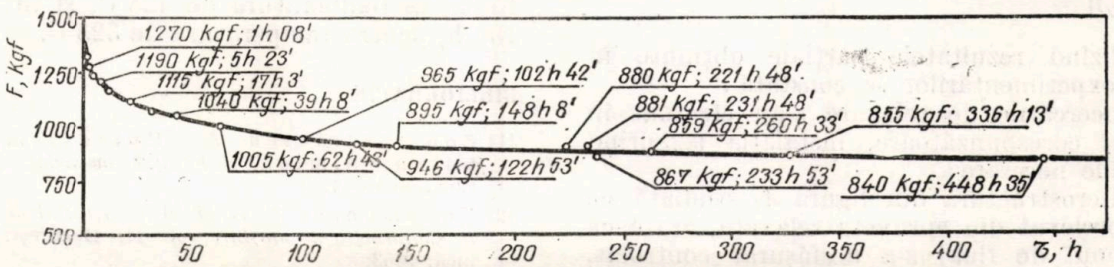


Fig. 5. Proba 101 $T = 425°C$; $\Delta l_i = 0{,}15$ mm; $\sigma_0 = 20{,}25$ kgf/mm²; $t = 448$ h;

$$\Delta\sigma^{448}_{Rel\ 20.25} = \sigma_0 - \sigma^{448}_{Rel} = 9{,}43 \text{ kgf/mm}^2;$$

$$\sigma^{448}_{Rel}\ \% = \frac{9{,}43 \cdot 100}{20{,}25} = 46\%;\quad \sigma^{448}_{Rel} = 10{,}82 \text{ kgf/mm}^2;$$

$$\sigma^{261}_{Rel} = 10{,}9 \text{ kgf/mm}^2$$

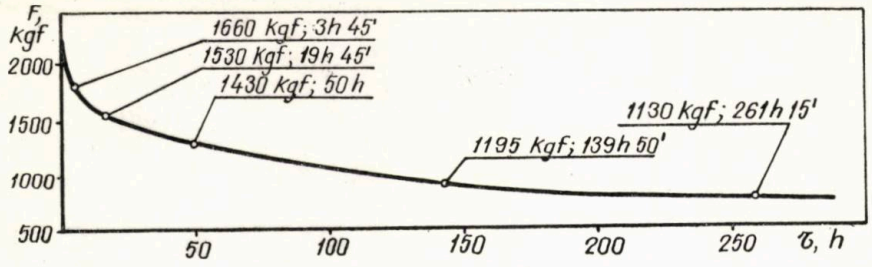


Fig. 6. Proba 102 $T = 425°C$; $\Delta l_i = 0{,}45$ mm; $\sigma_0 = 25$ kgf/mm²;
$t = 261$ h; $\sigma_{Rel}^{261} = 14{,}4$ kgf/mm²;
$\Delta\sigma_{Rel^{25}}^{261} = \sigma_0 - \sigma_{Rel}^{261} = 10{,}6$ kgf/mm²

$$\sigma_{Rel}^{261}\,\% = \frac{10{,}6 \times 100}{25} = 42{,}4\,\%.$$

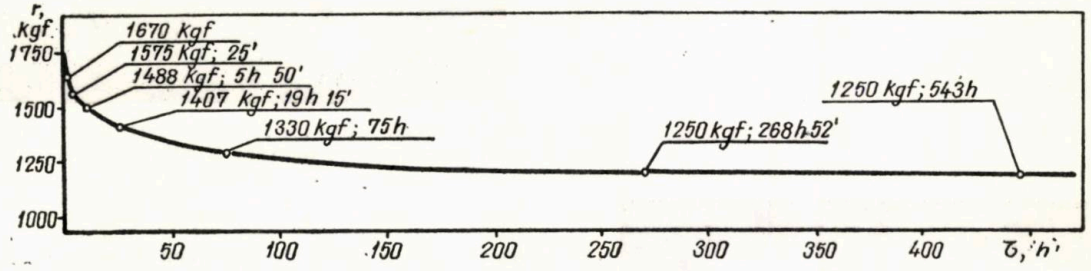


Fig. 7. Proba 105 $T = 325°C$; $\Delta l_i = 0{,}15$ mm; $\sigma_0 = 21{,}25$ kgf/mm²;
$t = 543$ h; $\sigma_{Rel}^{543} = 15{,}9$ kgf/mm²;
$\Delta\sigma_{Rel\ 21{,}27}^{643} = \sigma_0 - \sigma_{Rel}^{543} = 5{,}31$ kgf/mm²;

$$\sigma_{Rel}^{543}\,\% = \frac{6{,}37 \cdot 100}{21{,}27} = 25{,}2\,\%;\ \sigma_{Rel}^{261} = 16{,}5 \text{ kgf/mm}^2.$$

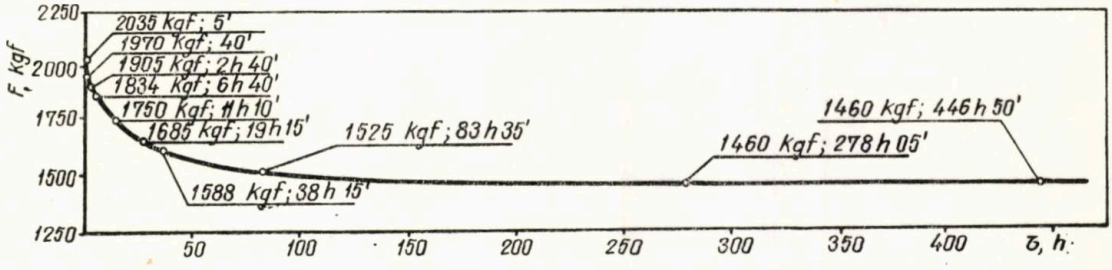


Fig. 8. Proba 106 $T = 325°C$; $\Delta l_i = 0{,}45$ mm; $\sigma_0 = 25{,}9$ kgf/mm²; $t = 446$ h
$\sigma_{Rel}^{446} = 18{,}5$ kgf/mm²; $\Delta\sigma_{Rel^{25,9}}^{446} = \sigma_0 - \sigma_{Rel}^{446} = 7{,}4$ kgf/mm

$$\sigma_{Rel}^{446}\,\% = \frac{7{,}4 \times 100}{25{,}9} = 28{,}6\,\%;\ \sigma_{Rel}^{261} = 19 \text{ kgf/mm}^2.$$

Concluzii

Analizînd rezultatele parţiale obţinute în urma experimentărilor se constată:

— Încercările de relaxare s-au efectuat în condiţii corespunzătoare, instalaţia asigurînd condiţiile necesare;

— Microstructura din figura 4, studiată pe şliful prelevat din epruveta relaxată, arată că fenomenul de fluaj s-a desfăşurat controlat, în limitele în care participă la fenomenul de relaxare şi nu au apărut modificări structurale;

— Creşterea temperaturii de încercare accentuează fenomenul de relaxare (fig. 5 şi 7).

— Pentru această calitate de oţel fenomenul de relaxare evoluează cu intensitate în primele 150 h, la temperatura de 425°C, şi în primele 100 h, pentru temperatura de 325°C.

BIBLIOGRAFIE

[1] Constantinescu A., Rotenstein P. şi Laşcu — Simion N. *Fluajul metalelor.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1970.

[2] Ponomanriv S. D. şi alţii. *Calculul de rezistenţă în Construcţia de maşini,* vol. II, Bucureşti, Ed. tehnică, 1963.

[3] Dieter Jr. G. *Metalurgie mecanică.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1970.

[4] Murry G. şi Constant A. *Contribuţii la studiul relaxării tensiunilor la sudura pentru două oţeluri carbon de construcţie.* Revue de Métallurgie, nr. 5, 1968.

[5] * * * *Încercările metalelor.* Bucureşti, Colecţie STAS, Ed. tehnică, 1971.

Dr. ing. C. Ionescu, ing. Tr. Dumitrescu
și ing. G. Pîrvu
Institutul de cercetări metalurgice — București

Influența parametrilor tehnologici asupra structurii și caracteristicilor mecanice la oțelurile cu carbon scăzut, calmate cu aluminiu, destinate ambutisării

CZ 669.14-194

Studiile efectuate pînă în prezent de diferiți cercetători [1], [2], [3], [4] au evidențiat influența diferiților parametri tehnologici în fiecare etapă a procesului de fabricație, influență stabilită în general în condiții de laborator. Astfel s-a stabilit că o comportare corespunzătoare o au tablele cu un conținut de Al de 0,02—0,08% și un conținut de N de 0,010—0,022% [1]. Această compoziție chimică trebuie corelată cu un tratament termic în flux, după laminarea benzii la cald, care să asigure separarea unei cantități cît mai scăzute de fază de nitrură de aluminiu în banda laminată la cald.

Constanta de echilibru K_s a procesului de precipitare a nitrurii de aluminiu este $(AlN)_s = [Al] + [N]$, o funcție de temperatură astfel:

$$\log K_s = \log [Al][N] = \frac{8960}{T} + 270 \text{ [2]}.$$

De exemplu soluția solidă care conține 0,025% Al poate conține la diferite temperaturi conținuturi de azot [2] prezentate în tabela 1. Această comportare face ca rularea să se execute la o temperatură cît mai joasă (500—550°C) [3].

Tabela 1

T,°C	1 350	1 200	900	550
K_s	$1{,}52 \cdot 10^{-3}$	$4{,}16 \cdot 10^{-4}$	$1{,}15 \cdot 10^{-5}$	$1{,}52 \cdot 10^{-9}$
[N]	0,062	0,016	0,00046	urme

În măsura în care aceste condiții sînt respectate, tratamentul termic de recoacere de recristalizare, care urmează deformării la rece, permite precipitarea în prima fază a recristalizării, a nitrurii de aluminiu rămase în soluție. Efectul acestei precipitări este formarea unor texturi {111} <011> în aceste benzi, care se consideră favorabilă ambutisării adînci [4].

Asupra calității benzii laminate la rece pot influența într-un sens sau altul laminarea la rece și dresarea în funcție de modul în care se execută.

Lucrarea de față își propune să pună în evidență, pe baza unor experimentări în fază industrială, influența parametrilor tehnologici folosiți în cadrul diferitelor operații necesare obținerii tablei de ambutisare.

Lucrări experimentale. Experimentările au fost făcute pe 14 șarje de oțel obținute în convertizor avînd compoziția chimică prezentată în tabela 2. Calmarea cu aluminiu lichid s-a făcut în lingotieră.

Tabela 2

Elemente, %					
C	Si max.	P	S	Al	N
0,04—0,08	0,01	0,005—0,019	0,013—0,033	0—0,083	0,0012—0,0067

După stripare lingourile sînt încălzite în cuptoare adînci la temperatura de 1 220—1 250°C și laminate la un laminor slebing în sleburi de grosime 160—225 mm și de lungime 3,5—4,5 și 8—9,1 m. Sleburile flamate în flux și manual sînt încălzite într-un cuptor cu propulsie la temperatura de 1 250—1 280°C, apoi laminate pe un tren continuu sub formă de bandă de 3—5 mm.

După răcirea rulourilor de bandă laminată la cald (BLC) acestea sînt decapate într-o soluție de H_2SO_4 și apoi laminate la rece cu reduceri de 47—75% pe un laminor tandem. Operația următoare este recoacerea de recristalizare executată la temperatura de 650—710°C, cu o viteză de încălzire de 21—30°C/h și o durată de încălzire de 22—33 h.

După răcirea rulourilor de bandă laminată la rece (BLR), acestea sînt dresate pe o singură cajă cu o reducere de 0,6—1,8% la o temperatură sub 40°C.

Avînd în vedere variația mare a parametrilor pe întreg fluxul tehnologic, pentru stabilirea variantei tehnologice optime s-a căutat, cu ajutorul prelucrării statistice a datelor, corelațiile existente. Au fost urmăriți parametrii care au o importanță determinantă asupra comportării tablei la ambutisare, în fiecare fază a procesului:

— Laminorul de benzi la cald (temperatura de sfîrșit de laminare, timpul pînă la începerea răcirii, temperatura de rulare).

— Laminorul de benzi la rece (gradul de reducere al benzii).

Influența tratamentului de recoacere și a dresării va fi prezentată într-o lucrare viitoare.

Rezultatele obținute în funcție de variantele folosite au fost puse în evidență prin analiza

metalografică şi caracteristicile mecanice ale benzii laminate la cald şi la rece.

Rezultate. Prin prelucrarea statistică a datelor (volum de selecţie = 214) s-au obţinut o serie de drepte de regresie, care dau indicaţii asupra sensului de variaţie a diferitelor mărimi luate în calcul, permiţînd să se stabilească valorile optime ale parametrilor. Datele găsite în literatură şi verificate în cursul experimentărilor consideră că o tablă de ambutisare se comportă corespunzător avînd caracteristicile prezentate în tabela 3. Aceste caracteristici mecanice şi de structură se pot obţine printr-o îmbinare cît mai corectă a parametrilor tehnologici folosiţi.

Tabela 3

R_c, kgf/mm²	R, kgf/mm²	δ, %	Mărime de grăunte conform STAS 5490–67	Punctaj cementită terţiară conf. STAS 7626–66	Punctaj incluziuni nemetalice conf. STAS 5958–58
⩽24	28–38	⩾30	7–8,5	⩽2	⩽3

Pentru a stabili caracteristicile optime ale benzii laminate la cald, la început se neglijează influenţa dresării, recoacerii şi laminării la rece şi se iau în considerare doar corelaţiile existente între caracteristicile BLR şi BLC.

Dreptele de regresie obţinute arată că scăderea limitei de curgere a BLR are loc o dată cu creşterea limitei de curgere a BLC, iar creşterea limitei de rupere a BLR are loc cu creşterea limitei de rupere a BLC (fig. 1, 2). Această corelaţie dintre caracteristicile mecanice este legată de comportarea nitrurilor de aluminiu în urma tratamentului termic în flux la laminorul de benzi la cald, deoarece creşterea limitei de curgere a BLC se obţine prin scăderea temperaturii de rulare (fig. 3), ceea ce micşorează viteza de difuzie atît a carbonului, cît şi a nitrurilor de aluminiu care rămîn astfel în soluţie.

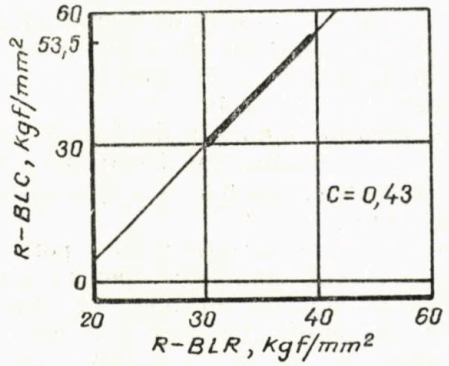


Fig. 1. Corelaţia dintre limita de rupere a benzii laminate la rece şi limita de rupere a benzii laminate la cald.

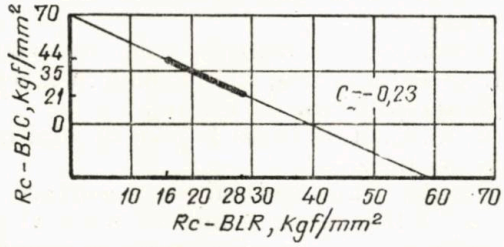


Fig. 2. Corelaţia dintre limita de curgere a benzii laminate la rece şi limita de curgere a benzii laminate la cald.

Structura BLC este ferito-perlitică, cu o granulaţie între 6 şi 9 conform STAS 5490–67 şi un conţinut variabil de perlită de la zero la 30% (conform STAS 7626–66), funcţie de conţinutul de carbon (fig. 4) şi de condiţiile de răcire. Influenţa ultimului factor este mai evidentă la temperaturi mai scăzute decît cele folosite în mod curent (fig. 5, 6, 7).

Dreapta de regresie obţinută (fig. 8) între mărimea de grăunte BLC şi mărimea de grăunte BLR arată că există o legătură directă între

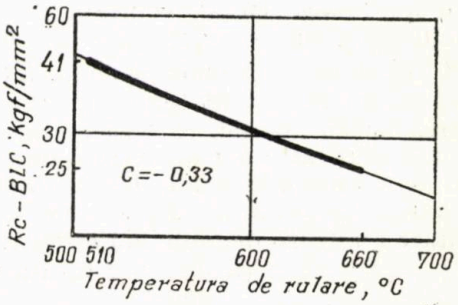


Fig. 3. Corelaţia dintre limita de curgere a benzii laminate la cald şi temperatura de rulare.

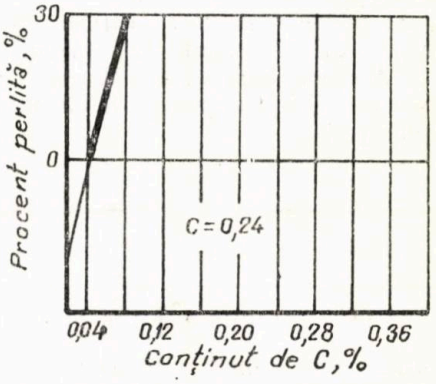


Fig. 4. Corelaţia dintre proporţia de perlită şi conţinutul de carbon.

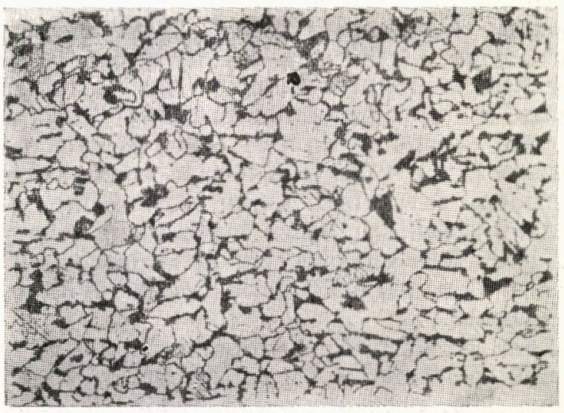


Fig. 5. Structura unor probe de bandă laminată la cald şi încălzită la 1 000°C, răcită la 500°C/1 s, menţinută la 500°C/3 h. Atac nital 2%. Mărime 500 : 1.

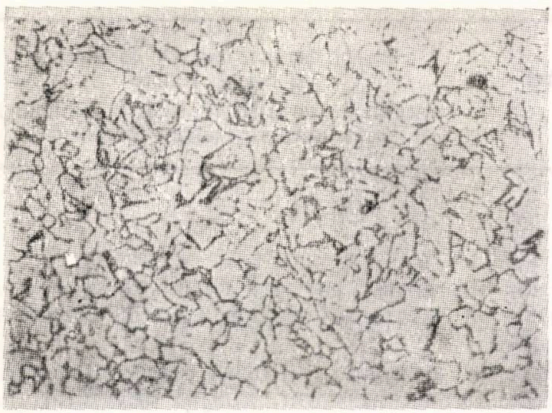


Fig. 6. Structura unor probe de bandă laminată la cald şi răcită cu viteză mare (în apă) de la 1 000°C. Atac nital 2%. Mărime 500 : 1.

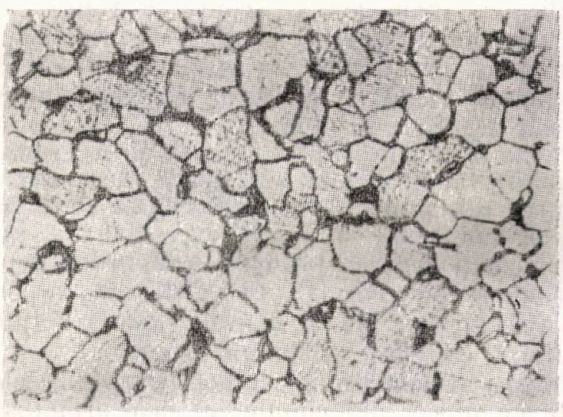


Fig. 7. Structura unor probe de bandă laminată la cald şi răcită cu viteză mică (în aer) de la 1 000°C. Atac nital 2%. Mărime 500 : 1.

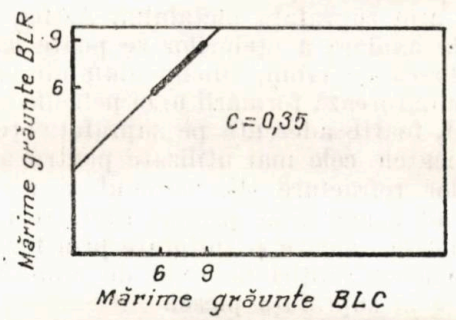


Fig. 8. Corelaţia dintre mărimea de grăunte a benzii laminate la cald şi mărimea de grăunte a benzii laminate la rece.

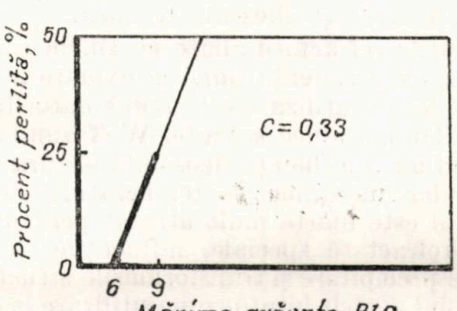


Fig. 9. Corelaţia dintre proporţia de perlită şi mărimea de grăunte a benzii laminate la cald.

aceste caracteristici, aşa încît o structură cu un grăunte BLR de 7,5—8 se obţine dintr-o BLC a cărei structură are grăunţi de aceeaşi mărime (7,5—8). O legătură directă există şi între procentul de perlită şi mărimea de grăunte a BLC (fig. 9).

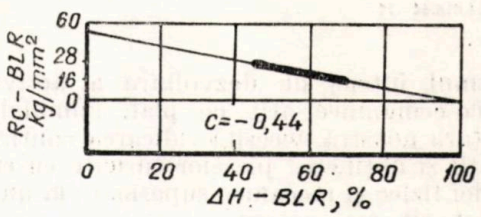


Fig. 10. Corelaţia dintre deformarea la rece (ΔH) şi limita de curgere a benzii laminate la rece.

Stabilindu-se astfel condiţiile ce trebuie îndeplinite de către BLC se pot lua în consideraţie şi celelalte operaţii la care este supusă BLC.

Influenţa reducerii la tandem asupra caracteristicilor mecanice de la BLR (fig. 10) este dintre cele mai importante (coeficient de corelaţie C = —0,44). Gradele mari de reducere ~ ~70% contribuie la creşterea energiei libere a materialului, creînd condiţii unei noi rearanjări conform texturii {111} <011> cerute.

Studiile efectuate au permis stabilirea următoarelor corelaţii între caracteristicile mecanice şi structurale ale benzilor laminate la cald şi cele laminate la rece :

— Limita de curgere a benzii laminate la rece scade o dată cu creşterea limitei de curgere a benzii laminate la cald ;

— Limita de rupere a benzii laminate la rece creşte o dată cu creşterea limitei de rupere a benzii laminate la cald. Atît creşterea limitei de curgere, cît şi de rupere a benzii laminate la cald se realizează prin scăderea temperaturii de rulare ;

— Mărimea de grăunte a benzii laminate la rece are acelaşi ordin de mărime cu mărimea de grăunte a benzii laminate la cald;

— Limita de curgere a benzii laminate la rece scade o dată cu creşterea gradului de reducere la tandem (în intervalul practicat).

BIBLIOGRAFIE

[1] Tohei Ototani. *Precipitation of Aluminium Nitride during Recristallization of α-Iron.* Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, vol. 11, nr. 5, 1971, p. 307—313.

[2] Novuhisa Ujiiye. *Drawabilities of Low Carbon Nitrogen Aluminium Steels.* Transactions of Iron and Steel Institute of Japan, vol. 7, 1967, p. 29—45.

[3] Frank A. Hultgren. *The Reversion and Re-precipitation of Aluminium Nitride in Aluminium Killed Drawing Quality Steel.* Blast Furnace and Steel Plant, feb. 1968, p. 149—155.

[4] Hideo Abe. *Recristallization in Aluminium Killed Steel Sheets.* Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, vol. 11, nr. 3, 1971, p. 201—210.

Oţeluri refractare şi rezistente la coroziune turnate în piese

Ing. N. Şerban, ing. D. Zamfirescu
şi ing. E. Axinte
Institutul de cercetări şi proiectări tehnologice pentru sectoare calde — Bucureşti

CZ 669.14.018.44–14

Ritmul intens de dezvoltare a activităţii tehnico-economice atît pe plan mondial, cît şi în ţara noastră necesită ridicarea continuă a calităţii şi obţinerea pieselor turnate cu caracteristici fizice şi mecanice superioare la un preţ de cost cît mai scăzut.

Astfel, condiţiile şi exigenţele actuale de tratament termic impun condiţii speciale pieselor componente ale cuptorului, care sînt supuse acţiunii combinate a temperaturii ridicate şi a coroziunii.

Factorii externi care pot afecta durata de funcţionare a pieselor cuptorului sînt: temperaturile ridicate şi variaţiile de temperatură; uzura mecanică datorită deplasării încărcăturii; încărcarea excesivă a bolţilor şi pereţilor.

Diversitatea efectelor acţiunii acestor factori şi stabilirea modului în care poate fi diminuată acţiunea lor dăunătoare impun unele consideraţii teoretice în legătură cu influenţa pe care aceştia o exercită asupra oţelurilor din care sînt turnate piesele cuptoarelor.

Mediile în care lucrează piesele în cuptoarele de tratament termic pot fi:

— medii gazoase, rezultate din arderea combustibililor;

— medii gazoase neutre, încălzite prin intermediul unui recuperator sau regenerator;

— medii lichide încălzite (săruri topite).

Acţiunea chimică a mediului gazos de încălzire din cuptor este, în general, dăunătoare structurii şi calităţii suprafeţelor pieselor cuptorului, pe care pot avea loc, succesiv sau simultan şi cu diferite intensităţi, procese ca:

— oxidarea datorită prezenţei oxigenului, vaporilor de apă şi a bioxidului de carbon;

— decarburarea datorită aceloraşi cauze;

— îmbogăţirea compoziţiei straturilor de suprafaţă cu diferite elemente de aliere (C, N_2, Al, Cr etc.) prin menţinerea în medii active corespunzătoare;

— pătrunderea sulfului din produsele de ardere (CO_2, H_2S) în straturile superficiale.

Sensul şi intensitatea reacţiilor chimice ce au loc la suprafaţa pieselor depind de o serie de factori cum ar fi: compoziţia chimică a mediului; temperatura şi durata încălzirii; turbulenţa gazului în cuptor; compoziţia chimică a aliajului.

Atmosferele carburante din cuptor, conţinînd cantităţi mari de CO în prezenţa hidrocarburilor, acţionează asupra aliajelor refractare, aliate cu crom şi nichel, în sensul formării carburilor de crom, carburi care precipită mai întîi la suprafaţa grăunţilor, apoi în interiorul acestora.

Fixarea cromului datorită carbonului sărăceşte matricea în crom, aliajul devenind mai uşor oxidabil. Cu cît conţinutul de nichel este mai ridicat, cu atît viteza de carburare este mai mică, motiv pentru care este indicată utilizarea oţelurilor cu conţinut ridicat de nichel pentru turnarea pieselor ce lucrează în atmosferă carburantă. De asemenea, viteza de carburare scade cu creşterea conţinutului de siliciu şi carbon în oţel.

Atmosfera din cuptor, creată prin arderea combustibililor lichizi sau gazoşi, nu poate fi neutră din punct de vedere chimic datorită, în primul rînd, utilizării excesului de aer. Unii componenţi ai produselor de ardere au o acţiune reducătoare (H_2, CO) alţii (CO_2, vaporii de apă) au o acţiune oxidantă, viteza reacţiilor chimice crescînd cu temperatura.

Etapa iniţială a oxidării metalelor şi aliajelor este un proces pur chimic; etapele următoare sînt procese termochimice complexe care nu constau numai din combinarea chimică dintre oxigen şi metal, ci şi din difuziunea atomilor de oxigen prin suprafaţa metalului. Astfel, rezistenţa la oxidare a oţelurilor se poate asigura prin alierea cu crom, siliciu, aluminiu, nichel şi ea se datorează formării unei pelicule subţiri de oxid, foarte aderentă pe suprafaţa oţelului.

Elementele cele mai utilizate pentru alierea oţelurilor refractare sînt cromul şi nichelul.

Cromul asigură, în primul rînd, rezistenţa oţelurilor la oxidare şi sulfurare prin formarea unei pelicule subţiri de oxid de crom foarte aderente la suprafaţa piesei.

Nichelul măreşte rezistenţa la carburare, îmbunătăţind totodată proprietăţile de turnare. În asociere cu cromul măreşte rezistenţa la oxidare, nitrurare şi oboseală termică.

Oţelurile refractare aliate cu siliciu sau aluminiu au o rezistenţă bună la oxidare însă domeniul lor de utilizare este redus datorită proprietăţilor mecanice scăzute. Wolframul şi molibdenul au o influenţă deosebită asupra caracteristicilor mecanice la temperaturi ridicate. Cobaltul este foarte mult utilizat pentru unele aliaje refractare speciale, influenţînd fenomenele de precipitare şi transformările structurale.

Niobiul a găsit întotdeauna utilizare la elaborarea oţelurilor refractare, îmbunătăţind refractaritatea şi acţionînd ca înhibitor al fisurilor

cauzate de oboseala termică. Borul, prin precipitarea în procente mici (0,005 %) are efect favorabil asupra limitei de curgere, împiedicînd formarea de fisuri şi crăpături. Magneziul, în procente mici, are o influenţă pozitivă asupra prelucrării la cald a oţelurilor refractare. Oţelurile refractare turnate în piesele de schimb ce intră în construcţia cuptoarelor de tratament termic conţin în general 15—25 % crom şi 10—45 % nichel. În aceste limite se găsesc foarte multe mărci de oţel, dar în literatura de specialitate sînt indicate oţelurile cu 25 % crom şi 20 % nichel şi cele cu 16 % crom şi 36 % nichel.

Oţelul 25 Cr/20 Ni este folosit mai ales în atmosfere oxidante, sulfurante, nitrurante, iar oţelul 16 Cr/36 Ni este folosit în mod special în atmosfere carburante dar fără sulf deoarece nichelul se combină uşor cu sulful formînd sulfura de nichel.

Experimentările efectuate pînă în prezent au urmărit turnarea acestor oţeluri în piese şi, în acelaşi timp, determinarea caracteristicilor tehnologice ale oţelurilor cu compoziţia chimică prezentată în tabela 1.

Pentru calcul s-au luat în considerare următoarele arderi : 10 % siliciu şi mangan ; 3 % carbon ; 7 % crom şi 1 % fier. S-a lucrat cu strat protector de zgură formată din sticlă topită. Pe fundul creuzetului s-au încărcat bucăţi mărunte de fier vechi şi circa 0,25 % ferosiliciu 75.

Bucăţile grele de fier vechi se încarcă punînd între ele bucăţi mai mici şi feroaliajele care se introduc în cea mai mare parte în încărcătură. Cînd topirea este avansată se introduc bucăţi mărunte şi aşchii. Dezoxidarea se execută astfel : cînd toată încărcătura este topită şi are o temperatură suficient de înaltă (1 550°C) se îndepărtează zgura şi se dezoxidează prin precipitare cu ferosiliciu 75. Se adaugă feroaliajele pentru corectarea compoziţiei (molibden, niobiu, vanadiu) ,iar în final se adaugă feromanganul — altfel oxidul de mangan formează silicaţi care rămîn în oţel. Evacuarea oţelului din cuptor se face după ce oţelul a mai fost menţinut în cuptor un timp astfel încît să atingă temperatura de turnare (1 570—1 600°C).

Înainte de turnare zgura care mai este la suprafaţa oţelului se îndepărtează, turnarea făcîndu-se în oale încălzite la roşu. În oală se execută şi dezoxidarea cu aluminiu (0,05—0,1 % Al).

Tabela 1

Denumirea mărcii de oţel		Compoziţia chimică, %							
		C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	P max.	S max.
25/20 AS TM297/68 T 20 SNC 250 STAS 6855/69	Propus	$\leqslant$ 0,25	1,5 2,5	$\leqslant$ 1,5	23—27	18—21	—	0,035	0,030
	Realizat	0,19	2,09	1,02	23,7	19—45	—	0,023	0,030
16/36 HT ASTM 297/68	Propus	max. 0,7	max. 2,5	max. 2,0	13—17	33—37	max. 0,5	0,04	0,04
	Realizat	0,25	1,71	1,35	16,6	36,6	0,5	0,021	0,027

Elaborarea oţelurilor

Elaborarea oţelurilor s-a realizat în cuptor cu inducţie cu capacitatea de 60 kg, frecvenţa 8 000 Hz şi căptuşeală acidă. Procesele de oxidare, afinare, defosforare nu s-au putut efectua în cuptorul cu inducţie cu căptuşeală acidă, motiv pentru care s-a utilizat încărcătură curată, de compoziţie chimică cunoscută, iar feroaliajele calcinate şi cu conţinut scăzut de carbon.

Necesarul de feroaliaje s-a calculat cu formula :

$$q = \frac{100\ Me''}{(100 - a)Me'} K, \text{kg, în care :}$$

Me'' reprezintă valoarea cu care trebuie mărit conţinutul de element de aliere ; Me' — conţinutul elementului de aliere în feroaliaj ; a — arderea elementului ; K — cantitatea de oţel.

Oţelurile astfel elaborate au fost turnate în epruvete pentru determinarea caracteristicilor fizice şi tehnologice, precum şi în piese reprezentative de genul celor prezentate în figurile 1, 2 şi 3.

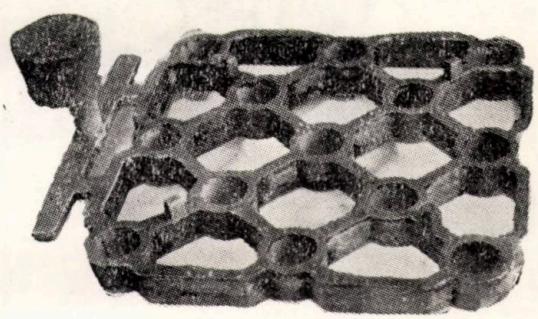


Fig. 1. Grătar.

În continuare sînt prezentate tehnologiile de formare-turnare pentru fiecare piesă reprezentativă.

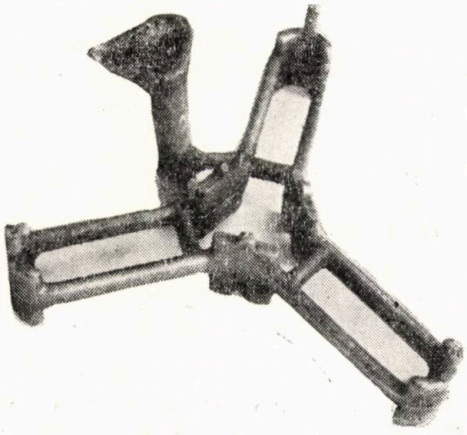
Piesa prezentată în figura 1 s-a format în miezuri folosind amestec cu ulei de in, pentru amestecul de model, şi amestec pe bază de silicat de sodiu întărit cu CO_2, pentru amestecul de umplutură.

Piesa prezentată în figura 2 a fost formată în amestec clasic, iar amestecul de model a fost tot pe bază de ulei de in.

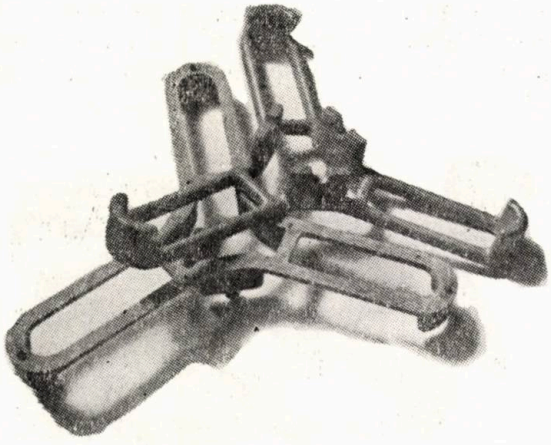
Piesa prezentată în figura 3 a fost formată în nisip peliculizat cu răşină plastiflake nr. 68096, furnizată de firma Boniface Frères.

Atît formele, cît şi miezurile au fost vopsite cu vopsea refractară pe bază de zirconiu şi toluen tip Moldcote. Înainte de turnare formele şi miezurile din amestec cu ulei de in au fost uscate superficial cu flacăra.

Datorită pereţilor subţiri ai pieselor turnarea s-a făcut cu viteză mare, avînd însă grijă ca gazele existente în formă înainte de turnare să poată fi evacuate prin răsuflători şi să nu producă barbotarea oţelului în pîlnia de turnare, adică practic întreruperea turnării.



a)



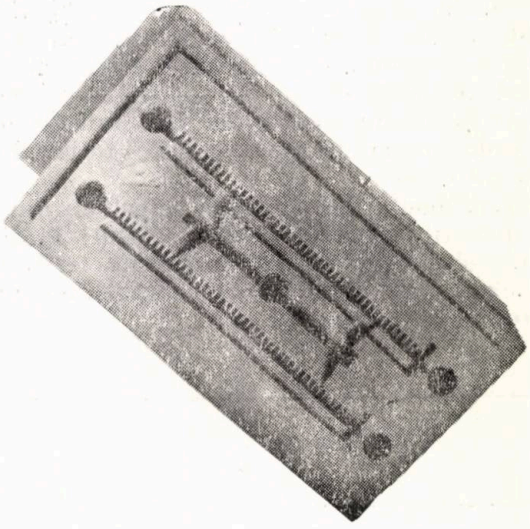
b)

Fig. 2 : *a* — distanţier; *b* — modelul piesei.

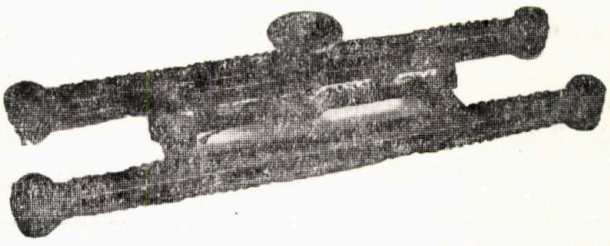
Tabela 2

Marca de oţel	Greutatea specifică, g/cm³	Căldura specifică, C, cal/g°C
25 Cr/20 Ni	7,8	0,122
16 Cr/36 Ni	8,1	0,104

Pentru caracterizarea oţelurilor s-au făcut determinări ale caracteristicilor fizice şi tehnologice pe epruvetele prezentate în figurile 4 şi 5.



a)



b)

Fig. 3. Traversă : *a* — formă-coajă; *b* — piesă turnată.

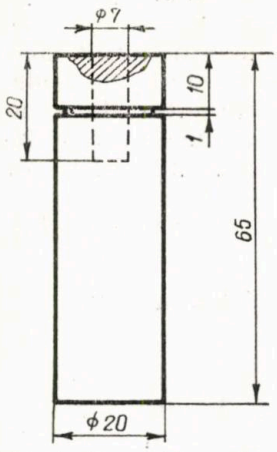


Fig. 4. Epruvetă pentru determinarea căldurii specifice.

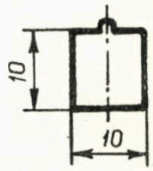


Fig. 5. Epruvetă pentru determinarea greutăţii specifice.

Determinarea caracteristicilor tehnologice

Dintre caracteristicile tehnologice de turnare au fost studiate: contracţia liberă, fluiditatea şi volumul de retasură. Contracţia liniară a fost determinată cu aparatul Bolsacov, temperaturile de turnare măsurate cu termocuplul prin imersie fiind de 1 550°C, pentru marca 16 Cr/36 Ni, şi de 1 570 °C, pentru marca 25 Cr/20 Ni.

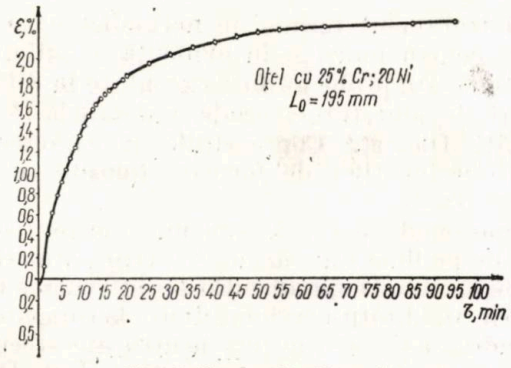


Fig. 6. Contracţia liniară.

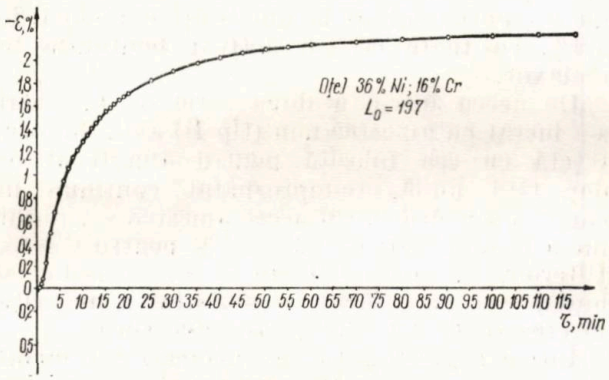
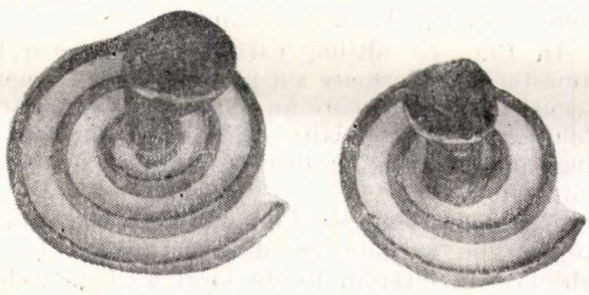


Fig. 7. Contracţia liniară.



a) *b)*

Fig. 8. SIPP: *a* — marca 16 Cr/36 Ni; *b* — marca 25 Cr/20 Ni.

Variaţia în timp a contracţiei lineare este prezentată în figura 6, pentru oţelul 25 Cr/20 Ni, şi în figura 7, pentru oţelul 16 Cr/36 Ni. Se observă că la ambele oţeluri variaţia contracţiei este cvasiliniară pînă la circa 23 min din momentul turnării; curbele nu au puncte de inflexiune deoarece oţelurile sînt austenitice. Valoarea contracţiei lineare măsurată la cele două oţeluri a fost de 2,31%, pentru oţelul 25 Cr/20 Ni, şi de 2,23%, pentru oţelul 16 Cr/36 Ni. Contracţia frînată a fost determinată prin măsurători pe piesele turnate. Valorile obţinute au fost diferite, fiind în funcţie de configuraţie şi amestecul de formare. Valorile contracţiei frînate au fost cuprinse între 1,5 şi 2%, pentru marca de oţel 25 Cr/20 Ni, şi între 1,6 şi 1,9%, pentru marca de oţel 16 Cr/36 Ni. Limita inferioară s-a obţinut la piesele cu configuraţie apropiată celor prezentate în figurile 1, 2 şi 3.

Fluiditatea oţelurilor a fost determinată cu proba spirală tip SIPP, valorile acesteia fiind de 723 mm, pentru marca 25 Cr/20 Ni turnat la 1 570°C, şi de 1 000 mm, pentru marca 16 Cr/36 Ni, turnat la temperatura de 1 560°C. Se observă că cu cît creşte conţinutul de nichel în oţel, creşte şi fluiditatea. Volumul de retasură a fost determinat prin metoda conurilor şi a fost de aproximativ 7% pentru ambele mărci de oţel.

Experimentările efectuate duc la concluzia că aceste mărci de oţeluri refractare pot fi elaborate şi turnate în ţara noastră, piesele corespunzînd condiţiilor tehnice solicitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Metals handbook 8 th edition*, vol. 1. *Properties and selection of metals.* Ohio, p. 443—465.

[2] Minkevici A. N. *Tratamente termice ale metalelor şi aliajelor.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1968.

[3] Teodorescu Al. *Tratamente termice în atmosfere controlate.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1964.

[4] Naumann Karl F. *Contribuţii cu privire la punerea în evidenţă a fazei σ şi a cineticii de formare şi dizolvare a ei în aliajele Fe—Cr şi Fe—Cr—Ni.* Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 3, 1963.

[5] Mantea St. şi Dulămiţă T. *Teoria şi practica tratamentelor termice.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1966.

Cercetări privind turnarea pieselor cu pereți subțiri din fontă cu grafit nodular în amestecuri crude îndesate la presiuni înalte

Dr. ing. D.M. Ștefănescu

Institutul de cercetări și proiectări tehnologice pentru sectoare calde — București

CZ 669.131.7 – 14

Posibilitatea obținerii unor structuri lipsite de carburi libere în pereți de 3 mm turnați din fontă cu grafit nodular elaborată din materii prime uzuale fiind dovedită [1] s-a trecut la verificarea condițiilor în care se pot obține piese sănătoase în amestecuri de formare crude îndesate la presiuni înalte.

Modul de lucru. S-au executat o serie de topituri experimentale a cîte 50 kg fiecare în același cuptor cu inducție. În încărcătură s-au folosit oțel vechi, fontă brută (4,4 % C; 0,96 % Si; 0,70 % Mn; 0,06 % P; 0,02 % S) și FeSi 75. Carburările s-au efectuat cu electrozi de grafit sfărîmați. Temperaturile de tratare cu magneziu au fost în toate cazurile de 1 500°C cu excepția topiturilor 122 și 123 (1 460°C), 121 (1 520°C), 143 (1 550°C).

Încărcăturile folosite pentru fiecare topitură ca și tratamentele în stare lichidă se dau în tabela 1.

S-au utilizat două tipuri de prealiaje:

— prealiaj SiMg cu compoziția: 48—50 % Si; 7,9—10,2 % Mg; rest Fe;

— prealiaj SiMgBa cu compoziția: 50 % Si; 5,6 % Mg; 0,5—0,8 % Ba; rest Fe.

După tratarea cu magneziu fonta a fost transvazată într-o oală ceainic pe fundul căreia se găsea ferosiliciul folosit la postmodificare cu granulația 0,63—2,5 mm.

Din fiecare topitură s-au turnat:

— două bare cu diametrul de 25 mm pentru determinarea rezistenței de rupere la tracțiune și a alungirii;

— o placă cu dimensiunile 325 × 80 × 3 mm pentru determinarea albirii;

— două probe pentru determinarea apariției defectelor (sufluri, incluziuni). Ca piesă de probă s-a ales o bielă turnată orizontal (fig. 1).

Temperatura de turnare a fost verificată cu un termocuplu de imersie pentru fiecare oală în parte. După turnare bielele au fost supuse unui tratament termic de normalizare și sablate pentru punerea în evidență a suflurilor. Toate aceste probe au fost executate în diferite tipuri de amestecuri crude, îndesate la 75—90 unități Dietert. Compozițiile și caracteristicile amestecurilor de formare folosite se dau în tabela 2.

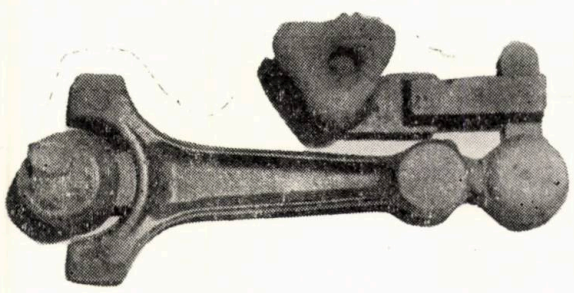


Fig. 1. Bielă folosită ca probă pentru determinarea apariției defectelor.

Amestecul de tip A este un amestec vechi, luat de pe linia unei uzine, reîmprospătat sistematic în cursul experimentărilor în vederea micșorării umidității maxime admise la capacitatea de îndesare C=45 (optimă pentru amestecurile cu care se lucrează la presiuni înalte). După cum se observă din tabela 2 cu acest amestec nu s-a putut coborî la umidități mai mici de 3,2 % cu toate că s-a activat bentonita în malaxor.

De aceea într-o a doua serie de încercări s-a lucrat cu amestec nou (tip B) avînd aceeași rețetă cu cea folosită pentru amestecul A, dar fără huilă, reîmprospătat continuu în cursul încercărilor. Cu acest amestec s-a putut lucra la umidități de 2,2—2,7 % pentru C=45. Ulterior, în amestecul tip B s-a introdus și huilă, ceea ce a făcut ca umiditatea necesară să crească la 2,9—3,0 % (amestec tip C).

Într-o a patra serie de încercări s-a lucrat cu amestec nou, tip D, reîmprospătat continuu în timpul încercărilor, avînd aceeași rețetă cu amectecul tip A, inclusiv huilă.

În fine, ca ultimă variantă referitoare la amestecul de formare s-a preparat patru amestecuri noi (tip E) care au avut rețeta standard folosită și la celelalte amestecuri încercate, mai puțin huilă, în locul căreia s-a introdus făină de lemn.

Rezultatele obținute. Compozițiile chimice ale topiturilor turnate se dau în tabela 1. Se observă variația în limite largi a elementelor urmărite: 3,62—4,69 % C; 2,12—3,81 % Si; 0,25—0,56 % Mn; 0,022—0,130 % Mg. Desigur că dată fiind această variație a compoziției chimice și luînd în considerație și variația tipului și cantității de prealiaj și postmodificator folosite, caracteristicile mecanice au avut și ele valori foarte diferite. Nu se consideră utilă o prezentare a acestor caracteristici în lucrarea de față. Se menționează numai că ele au fost corespunzătoare.

În fine rezultatele referitoare la temperaturile de turnare, tipul și umiditatea amestecului în care s-a turnat, defectele apărute și albirea pe plăcile de 3 mm se dau tot în tabela 1. Codul de notare a defectelor este următorul:

Tabela 1

Topitura	Încărcătura, kg			FeSi75	Tratamentul în stare lichidă, %		Compoziția chimică, %				Temp. turn., °C	Amestec de formare, %		Defecte		Albire, mm
	Oțel vechi	Fontă nouă	Recirculat		Nodulizare prealiaj	Postmodificare, FeSi 75	C	Si	Mn	Mg		Tip	Umid., %			
118	30	—	20	0,430	2,4 SiMg	1,0	4,23	3,13	0,44	0,073	1400		3,5	1	1	0
119	30	—	20	0,430	2,4 SiMg	1,0	4,23	2,90	0,44	0,050	1350		3,5	R	3	0
120	30	—	20	0,230	2,4 SiMg	1,0	4,23	3,23	0,48	0,071	1250		3,5	R	R	0
121	30	—	20	0,230	2,4 SiMg	1,0	4,26	2,70	0,47	0,038	1300		3,5	R	R	2
122	30	—	20	0,275	2,4 SiMg	1,0	4,08	3,04	0,52	0,060	1300		3,3	R	R	0
123	30	—	20	0,325	2,4 SiMg	1,0	4,13	3,81	0,56	0,130	1250		3,3	3	3	0
124	30	—	20	0,350	2,4 SiMg	1,0	3,90	3,02	0,41	0,079	1380		3,3	3	1	18
125	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,40	2,68	0,51	0,037	1400		3,4	3	1	2
126	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,01	2,64	0,47	0,061	1400		3,3	1	1	1
127	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,09	2,66	0,48	0,063	1380	A	3,3	1	1	0
128	30	—	22	—	2,4 SiMg	1,0	4,11	2,58	0,44	0,054	1400		3,4	1	1	0
130	30	—	21	—	2,4 SiMg	1,0	4,31	2,55	0,51	0,094	1390		3,4	3	1	80
131	30	—	21	—	2,4 SiMg	1,0	4,08	2,57	0,51	0,074	1380		3,4	3	1	0
132	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,29	2,57	0,50	0,054	1390		3,4	1	1	8
133	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,33	2,62	0,49	0,056	1390		3,5	1	3	0
134	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,29	2,49	0,49	0,037	1400		3,5	3	R	10
144	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,69	2,29	0,38	0,060	1400		3,3	R	R	0
145	30	—	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,45	2,29	0,32	0,030	1390		3,3	R	R	0
150	10	20	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,31	2,64	0,32	0,022	1450		3,2	2	R	2
151	10	20	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,28	2,48	0,32	0,032	1410		3,2	2	R	0
135	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,32	2,55	0,53	0,071	1390		2,4	3	1	0
136	30	—	20	—	2,4 SiMgBa	1,0	4,45	2,50	0,53	0,029	1360		2,4	R	—	0
137	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,48	2,85	0,47	0,075	1400		2,5	3	2	0
138	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,64	2,84	0,47	0,094	1340		2,5	R	R	10
139	30	—	20	—	2,4 SiMg	1,0	4,64	2,50	0,49	0,082	1390		2,7	3	R	5
140	30	—	20	—	2,2 SiMg	1,0	4,36	2,24	0,48	0,054	1360		2,5	2	R	0
141	30	—	20	—	2,2 SiMg	1,0	4,29	2,26	0,48	0,050	1330		2,5	2	R	0
142	30	—	20	—	2,2 SiMg	1,0	4,45	2,61	0,28	0,039	1380		2,3	R	1	0
143	30	—	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,61	2,62	0,28	0,028	1420	B	2,3	1	R	2
146	30	—	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,49	2,40	0,25	0,028	1320		2,2	R	—	0
147	30	—	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,45	2,43	0,25	0,036	1320		2,2	R	R	0
148	10	20	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,31	2,77	0,26	0,030	1400		2,6	R	R	12
149	10	20	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,50	2,78	0,35	0,023	1410		2,6	R	R	0
152	7	30	13	—	2,0 SiMg	1,0	3,62	2,12	0,52	0,030	1360		2,6	R	R	22
153	7	30	13	—	2,0 SiMg	1,0	3,70	2,12	0,52	0,030	1400		2,6	R	R	80
157	30	—	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,17	2,47	0,40	0,043	1400	C	3,0	2	1	11
160	32	—	18	—	2,0 SiMg	0,8	3,83	2,33	0,40	0,051	1420		2,9	1	1	16
154	7	30	13	—	2,0 SiMg	1,0	3,72	2,33	0,35	0,041	1420		3,1	1	2	80
155	7	30	13	—	2,0 SiMg	1,0	3,66	2,38	0,37	0,028	1420	D	3,1	1	1	80
158	30	—	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,29	2,38	0,40	0,041	1410		3,2	R	R	ND
159	30	—	20	—	2,5 SiMgBa	0,75	4,09	2,61	0,48	0,041	1390		3,2	R	R	ND
158	30	—	20	—	2,0 SiMg	1,0	4,29	2,38	0,40	0,041	1410		3,6	2	—	ND
159	30	—	20	—	2,5 SiMgBa	0,75	4,09	2,61	0,48	0,041	1390	E	3,6	1	—	ND
164	32	—	18	—	2,0 SiMg	0,8	3,84	2,38	0,42	0,038	1390		3,9	1	1	ND
165	32	—	18	—	2,4 SiMgBa	0,6	4,04	2,32	0,42	0,066	1400		3,8	1	1	ND

Tabela 2

Tipul amestecului	Felul	Compoziția amestecului, %						Caracteristici					
		Nisip	Bentonită	Huilă	Sodă	Dextrină	Făină de lemn	Umidit., %	Permeabilitate	σ_c, N/cm²	Shatter	Nass	Capacitatea de îndesare
				peste 100 %									
A	Amestec vechi reîmprospătat	90	10	6	0,3	1	—	3,2—3,5	90—130	13—14,85	70—85	18—25	44—46
B	Amestec nou	90	10	—	0,3	1	—	2,2—2,7	160—195	11—13	67—76	13—27	44—47
C	Amestec B + huilă	90	10	6	0,3	1	—	2,9—3,0	120—190	12—13	79—84	18	44—45
D	Amestec nou	90	10	6	0,3	1	—	3,1—3,2	200	11,5	83	29	45—46
E	Amestec nou	90	10	—	0,3	—	2—3	3,6—3,9	120—160	9—15	67—73	21—28	44—45

— 1 : probă bună, lipsită de sufluri sau incluziuni;

— 2 : probă cu sufluri foarte reduse pe locaşul bolţului;

— 3 : probă cu sufluri foarte reduse pe muchiile inimii şi locaşul bolţului;

— R : probă rebut.

Rezultatele obţinute cu amestecuri cu conţinut de huilă. Aşa cum s-a arătat în prima parte a acestei lucrări suflurile care apar sub suprafaţa pieselor cu pereţi subţiri turnate din fontă cu grafit nodular par să fie rezultatul hidrogenului degajat ca urmare a reacţiei metal-formă în urma reducerii vaporilor de apă. Elementele responsabile de această reducere par să fie Ti, Mg şi Al:

$$Ti + 2H_2O \rightarrow TiO_2 + 4H$$
$$Mg + H_2O \rightarrow MgO + 2H$$
$$2Al + 3H_2O \rightarrow Al_2O_3 + 6H$$

Este evident că o proporţie mai redusă de apă micşorează probabilitatea de apariţie a suflurilor. Într-adevăr, la piesele turnate în amestecuri uscate aceste defecte nu apar. Ca urmare în încercările efectuate o deosebită atenţie a fost acordată umidităţii amestecului de formare.

Rezultatele din tabela 1, referitoare la bielele turnate în amestecuri cu huilă (A, C, D), au fost prezentate în diagrama din figura 2 sub forma unei corelaţii temperatură de turnare — umiditatea amestecului.

Se observă că punctele de pe diagramă se înscriu în trei domenii:

— domeniul 1 : este situat la temperaturi de turnare $\geqslant$ 1 400 °C şi umidităţi cuprinse între 2,9 şi 3,2 %. Toate probele turnate în aceste condiţii au fost lipsite de defecte sau au avut defecte acceptabile;

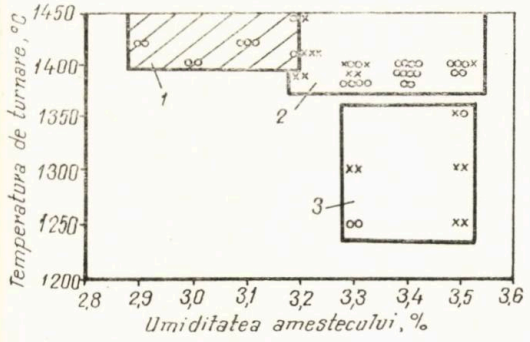


Fig. 2. Apariţia defectelor în funcţie de temperatura de turnare şi umiditatea amestecului de formare cu huilă: ○ — probe bune; × — probe rebut.

— domeniul 2 : este situat la temperaturi de turnare cuprinse între 1 380 şi 1 450°C şi umidităţi cuprinse între 3,2 şi 3,5 %. Aproximativ 68 % din probele turnate în aceste condiţii au fost bune, restul de 32 % fiind rebut;

— domeniul 3 : este situat la temperaturi de turnare cuprinse între 1 250 şi 1 350°C şi la umidităţi cuprinse între 3,3 şi 3,5 %. În acest domeniu 70 % din probele turnate au fost rebut.

Diagrama din figura 2 impune de la bun început nişte concluzii de care s-a ţinut seamă în experimentările ulterioare şi prin prisma cărora trebuie comentate toate rezultatele obţinute. Astfel, pare să fie clar că indiferent de umiditatea amestecului de formare, la temperaturi de turnare sub 1 380°C practic nu se pot obţine probe lipsite de sufluri, atunci cînd amestecul este îndesat la presiuni înalte. La temperaturi de turnare mai mari de 1 380°C şi umidităţi cuprinse între 3,2 şi 3,5 % se pot obţine piese fără sufluri dar procentul de rebut este foarte ridicat. În fine la temperaturi de turnare peste 1 380°C şi umidităţi mai mici de 3,2 % se obţin, în general, piese sănătoase lipsite de sufluri.

Aşadar corelaţiile dintre ceilalţi factori care influenţează asupra defectelor trebuie făcute numai pentru cazul în care temperatura de turnare a fost mai mare de 1 380°C.

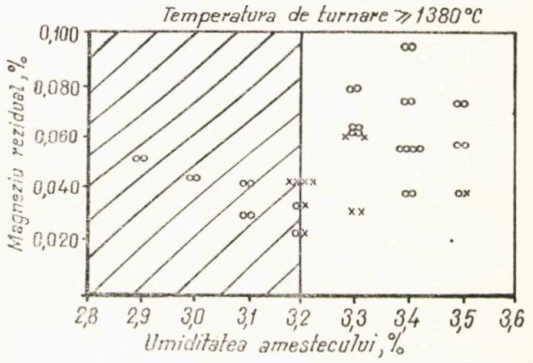


Fig. 3. Apariţia defectelor în funcţie de conţinutul de magneziu rezidual şi umiditatea amestecului de formare cu huilă. Probe turnate la temperaturi $\geqslant$ 1 380°C: ○ — probe bune; × — probe rebut.

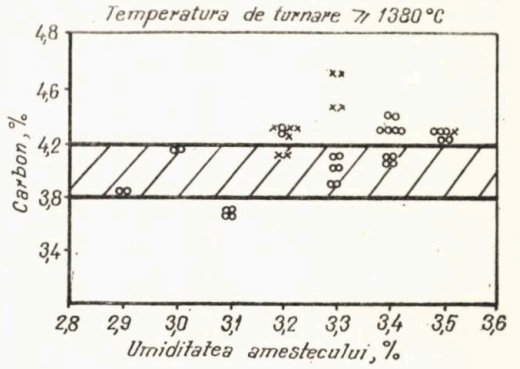


Fig. 4. Apariţia defectelor în funcţie de conţinutul de carbon şi umiditatea amestecului de formare cu huilă. Probe turnate la temperaturi $\geqslant$ 1 380°C: ○ — probe bune; × — probe rebut.

Influența conținutului de magneziu rezidual rezultă din figura 3 pentru alcătuirea căreia s-au luat în considerație numai probele turnate la temperaturi mai mari de 1 380°C.

Se observă că la umidități ale amestecului de formare mai mari de 3,2%, la conținuturi de magneziu rezidual de 0,022—0,060% apar sufluri, în timp ce la 0,060—0,094% Mg nu apar. În schimb toate probele turnate în amestecuri cu umidități mai mici de 3,2% avînd 0,028—0,051% Mg rezidual nu au prezentat sufluri. Este desigur posibil ca nici la conținuturi mai mari de 0,051% Mg să nu apară sufluri dacă umiditatea amestecului este mai mică de 3,2%.

În limitele investigate de 2,3—3,13% siliciul nu a jucat practic nici un rol în apariția suflurilor. Astfel s-au obținut probe lipsite de sufluri chiar la conținuturi mari de siliciu de 3,13%. Din tabela 1 rezultă că și la un conținut de 3,81% Si (topitura 123) s-au obținut probe acceptabile în ciuda faptului că temperatura de turnare a fost de numai 1 250°C. Așadar din punctul de vedere al apariției suflurilor nu este necesară o limitare superioară a conținutului de siliciu. Această concluzie confirmă afirmațiile din [2].

În figura 4 se observă că toate probele turnate la conținuturi de carbon mai mari de 4,4% au prezentat sufluri. Între 4,2 și 4,4%C procentul de rebut se menține încă mare. Sub 4,2% C numai 10% din probe, indiferent de umiditate, au prezentat sufluri. Apare deci ca logică concluzia că trebuie să se limiteze superior carbonul la 4,2%, limita inferioară derivînd din condiția de albire. Astfel din tabela 1 rezultă că la conținuturi de carbon sub 3,8% (topiturile 154 și 155) plăcile de 3 mm au fost în întregime albe, ceea ce face ca aceste valori ale carbonului să fie inadmisibile pentru condițiile de lucru prezentate. Cele mai bune rezultate din punct de vedere al suflurilor s-au obținut la conținuturi de carbon sub 4%. Se pare că pentru obținerea unor structuri lipsite de carburi libere în plăcile de 3 mm la conținuturi de carbon de 3,8—4,0% este necesar să se lucreze cu prealiaje cu ceriu sau bariu.

Rezultatele obținute cu amestecuri fără huilă. Din cele de mai sus a rezultat clar că pentru obținerea unor piese lipsite de porozități în amestecuri crude îndesate la presiuni înalte este necesară folosirea unor amestecuri de formare cu umiditatea mai mică de 3,2%. Pentru a se putea lucra cu umidități cît mai reduse la o capacitate de îndesare C = 45 s-a preparat un amestec nou fără huilă, evitîndu-se astfel plusul de apă în amestec pe care îl impune folosirea huilei (amestec tip B).

Rezultatele obținute cu acest amestec au fost cu totul necorespunzătoare din punct de vedere al apariției suflurilor. Din tabela 1 se observă că pentru probele turnate în amestec tip B umiditatea a variat între 2,2 și 2,7%, conținutul de carbon între 3,62 și 4,64%, conținutul de magneziu între 0,023 și 0,094%, iar temperatura de turnare între 1 320 și 1 420°C. Din totalul de 15 topituri numai două (nr. 135 și 137) pot fi considerate ca satisfăcătoare din punct de vedere al suflurilor cu toate că umiditatea a fost extrem de scăzută, variind în niște limite greu de obținut în condiții industriale.

Este deci evident că o umiditate redusă a amestecului de formare este o condiție necesară dar nu și suficientă pentru evitarea suflurilor. Huila apare ca necesară în amestecul de formare, așa cum se preconizează în [3] și [4].

Rezultatele obținute cu amestecuri cu făină de lemn. Din experimentările efectuate a rezultat că pentru evitarea suflurilor este necesar nu numai să se folosească amestecuri cu umidități reduse, ci să se introducă în amestecuri anumite adaosuri.

Se știe că în timpul turnării făina de lemn permite să se formeze repede o atmosferă reducătoare în formă, oarecum asemănător huilei. Metalul este mai puțin turbulent în formă și activitatea lui la suprafața de contact metal-formă este redusă. Aceasta a dus la ideea încercării unor amestecuri cu făină de lemn (tip E), adăugată în locul huilei, în proporție de 2—3%.

Rezultatele obținute cu aceste amestecuri au fost deosebit de bune. Într-adevăr, în ciuda umidității ridicate a acestor amestecuri, variind între 3,5 și 3,9%, toate probele au fost practic lipsite de sufluri. Conținuturile de carbon au fost aproape în toate cazurile sub limita de 4,2% indicată, iar conținuturile de magneziu au variat între 0,038 și 0,066%. Temperatura de turnare a fost și ea peste temperatura limită de 1 380°C stabilită pentru amestecurile cu huilă.

Rezultă, așadar, că în cazul în care în amestecul de formare se introduce 2—3% făină de lemn se pot obține piese lipsite de sufluri chiar dacă umiditatea depășește cu mult limita de 3,2% admisă pentru amestecurile cu huilă. Numărul redus de încercări efectuate pe aceste amestecuri nu a permis stabilirea unei limite superioare de umiditate admisă.

În fine mai trebuie remarcat că la trei din patru topituri efectuate în cadrul acestui grup de experimentări s-au folosit cantități de FeSi75 la postmodificare mai mici de 0,8% (tabela 1, topiturile 159, 164, 165). Este posibil ca și aceasta să aibă un rol în evitarea suflurilor, prin aceea că se introduce mai puțin aluminiu în fontă. Ori după [2] aluminiul este unul din elementele răspunzătoare de apariția suflurilor în fontele cu grafit nodular turnate în amestecuri crude.

Din experimentările efectuate în legătură cu turnarea pieselor cu pereți subțiri din fontă cu grafit nodular în amestecuri crude îndesate la presiuni înalte se impun o serie de concluzii :

— Evitarea suflurilor nu este posibilă dacă amestecurilor nu li se adaugă o serie de aditivi ca huila (6 %) sau făina de lemn (2—3 %).

— Pentru amestecurile cu huilă în vederea obținerii unor piese lipsite de sufluri este necesară o umiditate a amestecului de formare mai mică de 3,2 %. În amestecuri cu făină de lemn se obțin rezultate bune și la umidități de 3,6—3,9 %.

— Temperatura minimă de turnare trebuie să fie de 1 380°C.

— În limitele investigate (2,3—3,13 %), siliciul nu a jucat practic nici un rol în apariția suflurilor. Nu s-au putut trage concluzii clare în ceea ce privește conținutul optim de magneziu. Se menționează însă că în cazul în care celelalte condiții au fost respectate nu au apărut sufluri pînă la 0,051 % Mg în amestecurile cu huilă și pînă la 0,066 % în amestecurile cu făină de lemn.

— Conținutul de carbon este limitat superior la 4,2 % de apariția suflurilor și inferior la 3,8 %, de apariția albirii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ștefănescu D. M. Metalurgia, nr. 1, 1974, p. 99.

[2] Volianik N. *Hydrogène dans les fontes. Son action sur la structure et son rôle dans la formation des défauts.* Fonderie, nr. 280, iulie 1969, p. 293.

[3] Gittus J. *Pinholing in nodular iron castings.* BCIRA Journal, aprilie 1955, p. 594—603.

[4] Dawson J. W., Smith L. W. L. *Pinholing in cast iron and its relationship to the hydrogen pick-up from the sand mould.* BCIRA Journal, iunie, 1956, p. 226—248.

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

Afinarea oțelului cu vapori de apă. Întreprinderea siderurgică suedeză Uddelholm a pus la punct un procedeu de afinare a oțelurilor inoxidabile, ce constă din decarburarea aliajului într-un convertizor sub vid, utilizînd vapori de apă în loc de argon, în calitate de component al gazelor insuflate prin ajutaje în partea inferioară a aparatului. Prețul de cost al operației este sensibil redus din trei motive : datorită vaporilor de apă ce se disociază în hidrogen și oxigen este posibilă utilizarea șarjelor cu conținut ridicat de carbon și siliciu, în plus, transformarea lor în oțel poate fi efectuată la temperatură joasă și fără pierdere de crom ; vaporii de apă costă mai puțin decît argonul. Au fost efectuate experiențe concludente la un convertizor de 6 t și în prezent vor fi întreprinse încercări industriale la un convertizor de 70 t.

(Fondeur d'Aujourd'hui, Franța, nr. 242, apr., 1973, p. 3)

★

Marea Britanie : rămîneri în urmă în sectorul de oțeluri inoxidabile. British Steel Corporation (B.S.C.) își continuă punerea la punct a strategiei sale față de piața siderurgică comunitară cu mult discernămînt și înconjurată de dificultăți, deoarece trebuie să găsească cea mai justă cale între politica guvernamentală anti-inflaționistă și necesitatea de a mări limitele sale de autofinanțare.

Astfel actualele proiecte de investiții vor trebui să fie modulate în funcție de cererea recentă a ministrului de finanțe privind reducerea cu 7,5 % a cheltuielilor prevăzute în 1974—1975 pentru industriile naționalizate. Sînt afectate siderurgia, electricitatea, gazele, minele de cărbune și transporturile.

În prezent B.S.C. acordă o atenție deosebită dosarului de oțeluri inoxidabile. În 1970, an record, Marea Britanie a produs doar 257 500 t oțeluri inoxidabile, în timp ce Franța producea 459 600 t, iar R.F. Germania 504 000 t. De atunci diferența dintre capacitățile britanice și continent a continuat să crească în special în raport cu Franța.

În plus, din cauza deficitului comerțului exterior la oțelurile inoxidabile, consumul britanic nu a fost încurajat. Pe locuitor el este cu o treime inferior celui al Franței și R.F.Germania. Pentru a trece peste aceste handicapuri, B.S.C. ar vrea să creeze un nou centru modern de producție a oțelurilor inoxidabile—probabil la Tinsley Park (Sheffield) sau o localitate de pe litoral. Investiția ar fi de ordinul a 40—50 mil. lire, la o capacitate de 250 mii t/an laminate, deci cu 50 mii t mai mult decît la viitoarea uzină Ugine-Aciers de la Fos.

Desigur, adoptarea statutului comunitar și recenta mărire a prețurilor la oțelurile britanice au redresat mult situația B.S.C. însă societatea britanică studiază în momentul de față mari proiecte în toate sectoarele siderurgice, încît ar trebui instituit un calendar de repartizare a investițiilor.

(L' Usine Nouvelle, nr. 23, iunie, 1973, p. 44)

★

Energie nucleară pentru siderurgie în U.R.S.S. În Uniunea Sovietică a fost proiectată o uzină siderurgică automatizată, folosind ca sursă de energie un reactor nuclear. Astfel devin inutile conductele subterane de gaze și depozitele de cărbune și păcură și nu mai sînt necesare cocseriile. Reactorul va furniza pentru furnale, în loc de cocs hidrogen. Randamentul cuptoarelor va crește cu peste 30 %, fonta lichidă va fi transportată la instalația de elaborare continuă a oțelului. Prima instalație experimentală de acest gen a fost verificată la Combinatul Japorojie din Ucraina.

(Gospodarka Polivanie i Energie, Polonia, nr. 7, 1973, p. 39)

Dr. ing. N. Petrescu, ing. Elisabeta Nicoloiu,
fiz. Lucia Ganovici
Centrul de chimie - fizică — București

Influența compoziției electrolitului asupra reducerii electrochimice a uraniului

CZ 669.822

Într-o publicație anterioară [1] s-au prezentat rezultatele obținute în lucrările experimentale de electroliza uraniului, în care s-a studiat influența geometriei celulei de electroliză și a densității de curent asupra procesului de electroliză și asupra randamentului de curent.

În continuare se va analiza influența compoziției electrolitului asupra randamentului de curent, explicîndu-se particularitățile randamentului de curent manifestate la variația acestei mărimi [1] cu densitatea curentului anodic.

Pentru alegerea compoziției electrolitului este necesar să se aibă în vedere o serie de proprietăți fizico-chimice ale acestuia [2], [3] dintre care cele mai importante sînt : potențialul de descompunere a sărurilor ce intră în componența electrolitului, temperatura de topire a electrolitului, tensiunea de vapori a componenților din electrolit, solubilitatea UO_2 în amestecul de săruri topite, conductibilitatea electrică a electrolitului.

S-a propus ca, pe lîngă aceste proprietăți, să se utilizeze drept criteriu în alegerea compoziției electrolitului capacitatea diferitelor săruri de a forma ioni complecși și să se țină seamă, în limita cunoștințelor reduse existente în acest domeniu, de influența ionilor complecși asupra mecanismului electrolizei.

Potențialul de descărcare al ionilor. În compoziția electrolitului pot intra numai acei cationi care se depun electrolitic în urma cationilor de uraniu. Pentru amestecul de electrolit s-au ales săruri cu tensiuni de descompunere mai mari decît tensiunea de descompunere a compusului a cărui electroliză trebuia efectuată. Condiția unei tensiuni de descompunere mai mare decît tensiunea de descompunere a UO_2 este îndeplinită de fluorurile metalelor alcaline și alcalino-pămîntoase.

În tabela 1 sînt prezentate tensiunile de descompunere ale unor halogenuri, precum și tensiunea de descompunere a UO_2 calculate cu ajutorul relației :

$$E = -\frac{J\Delta G}{nF}, \qquad (1)$$

în care G este energia liberă de formare [4], cal/mol; J=4,18, jouli/cal; n = valența cationului, iar F=96 500 C/echiv.

Tensiunea de vapori a componenților electrolitului. La temperatura de 1 180—1 200°C la care are loc electroliza, tensiunea de vapori

Tabela 1

Compusul	ΔGkcal/mol			Tensiunea de descompunere, V	
	25°C	427°C	1 227°C	427°C	1 227°C
NaCl	— 91,9	— 82,85	— 62,00	3,59	2,69
LiCl	— 92,5	— 85,60	— 75,80	3,71	3,29
UCl_3	—196,90	—176,15	—138,00	2,54	1,99
UCl_4	—234,30	—212,80	—172,00	2,31	1,86
UF_4	—421,20	—392,00	—347,00	4,25	3,76
KF	—127,50	—117,50	— 92,60	5,09	4,01
NaF	—129,00	—119,05	— 95,00	5,16	4,12
LiF	—139,65	—130,20	—112,20	5,65	4,86
MgF_2	—250,80	—234,20	—198,95	5,08	4,31
CaF_2	—277,70	—261,40	—230,90	5,67	5,01
BaF_2	—274,50	—257,55	—229,21	5,58	4,97
UO_2	—246,55	—230,10	—196,70	2,49	2,13

Tabela 2

Compusul	Variația cu temperatura a presiunilor de vapori	Presiunea de vapori la 1 180°C (valori calculate), mm Hg
KF	$\lg p\,(mm) = 8{,}019 - 9\,169/T°K$	51,20
NaF	$\lg p\,(mm) = 9{,}4188 - 12\,428/T°K$	7,34
LiF	$\lg p\,(mm) = 8{,}797 - 11\,409/T_0°K$	8,81
CaF_2	$\lg p\,(atm) = 8{,}893 - 21\,826/T°K$	$5{,}66 \cdot 10^{-4}$
MgF_2	$\lg p\,(mm) = 8{,}864 - 15\,154/T°K$	$2{,}72 \cdot 10^{-2}$
BaF_2	$\lg p\,(mm) = 29{,}66 - 5{,}03 \lg T - 23\,500/T°K$	$4{,}77 \cdot 10^{-4}$

a fluorurilor metalelor alcaline cu punctele de topire relativ mai mici devine suficient de mare pentru a exclude posibilitatea folosirii acestor fluoruri (tabela 2). Astfel, tensiunea de vapori a *KF* la 1 180 °C este de 51 mm col. Hg [5], evident prea mare pentru a permite folosirea *KF* în electrolit.

Fluorurile de Ca și Mg ca și fluorura de Ba, avînd tensiuni mici de vapori la temperatura de lucru [5], sînt indicate să fie folosite în electrolit. Deoarece aceste fluoruri se topesc la temperaturi mai ridicate decît temperatura de lucru este necesar ca amestecul folosit să includă și fluoruri mai ușor fuzibile care să coboare punctul de topire al electrolitului.

Fluorurile de Li și Na deși au tensiuni de vapori destul de ridicate la temperatura de lucru, respectiv 8,81 și 7,34 mm col. Hg, pot fi folosite într-o anumită măsură în electrolitul

căruia îi coboară mult punctul de topire, așa cum rezultă din diagramele de echilibru binare.

Pe baza datelor prezentate se poate trage concluzia că dintre amestecurile de săruri posibile sînt indicate, pentru electroliza uraniului, următoarele compoziții: $BaF_2 + LiF + UF_4$, $CaF_2 + LiF + UF_4$ și $MgF_2 + LiF + UF_4$.

Solubilitatea UO_2 în electrolit. Solubilitatea UO_2 în soluția de săruri este un alt criteriu care stă la baza alegerii electrolitului. Oxidul de uraniu are o solubilitate extrem de redusă în electroliții cu compozițiile arătate. Astfel, solubilitatea într-un amestec de săruri topite constituit din 60% BaF_2+35% UF_4+5%LiF, măsurată de Varwig [6] la 1 150°C, este de numai 1,5%, iar la 1 250°C crește pînă la 4%. Aceste valori sînt mult mai mici decît valorile solubilității Al_2O_3 în criolit. Cinetica dizolvării UO_2 nu este rapidă și dacă se are în vedere consumul foarte mare de UO_2 în timpul electrolizei rezultă că se va stabili o concentrație de echilibru a UO_2 în electrolit mult mai mică decît valoarea de saturație. Lipsa datelor experimentale privind solubilitatea UO_2 în diferite amestecuri de săruri topite face dificilă stabilirea compoziției electrolitului după acest criteriu.

Formarea ionilor complecși în soluția de electrolit. În general, considerentele expuse pentru alegerea electrolitului pot da mai multe indicații cu ce electroliți nu se poate lucra datorită unor proprietăți ca: temperatura de topire ridicată, tensiunea mare de vapori, potențialele de descărcare ale cationilor mai electropozitive decît ale uraniului etc. și pot oferi, numai într-o măsură mai mică, indicații asupra avantajului unui electrolit față de altul.

Pentru alegerea electrolitului s-a propus luarea în considerație și a tipurilor de reacții care pot avea loc la electroliză. În prezent se consideră că procesul de reducere electrochimică este bazat pe transportul și descărcarea la electrozi a ionilor de U^{4+} și O^{2-} produși prin solubilizarea UO_2 în electrolit, conform reacțiilor:

la catod $$U^{4+} + 4\,e^- \rightarrow U \qquad (2)$$

la anod $$O^{2-} - 2\,e^- \rightarrow 1/2\,O_2 \qquad (3)$$

$$C + 1/2\,O_2 \rightarrow CO$$

Reacțiile de mai sus sînt indicate de tensiunea de dscompunere calculată prin relația lui Thomson. Această relație are însă un caracter aproximativ, putînd duce la diferențe relativ mari față de valorile reale. Pe de altă parte tensiunea de descompunere a UO_2 crește datorită solubilității mici a UO_2 în electrolit.

Trebuie avute în vedere, de asemenea, reacțiile de formare ale unor complecși care pot modifica radical mecanismul reacțiilor la electroliză. Se pot imagina mai multe mecanisme ale procesului, fără ca acestea să poată fi infirmate pe cale teoretică.

Pe baza unor informații experimentale și avînd în vedere o serie de proprietăți ale sărurilor de uraniu și ale electrolitului s-a format convingerea că în electroliza uraniului reacțiile principale sînt altele decît cele arătate. Fluorura de uraniu, spre deosebire de UO_2 care se găsește în cantitate mică în soluție, este unul din componenții principali ai electrolitului, dovedindu-se necesară pentru procesul de electroliză.

Autorii propun pentru mecanismul electrolizei următoarele reacții:

la catod $$U^{4+} + 4\,e^- \rightarrow U \qquad (4)$$

la anod $$4F^- - 4\,e^- \rightarrow 4F \qquad (5)$$

$$4F + UO_2 \rightarrow UF_4 + O_2 \qquad (6)$$

$$O_2 + 2C \rightarrow 2CO \qquad (7)$$

Conform reacțiilor (4) — (7) se presupune că procesul de electroliză este condiționat de descompunerea electrolitică a UF_4. Fluorura de uraniu urmează oxidul de uraniu în ordinea tensiunilor de descompunere a sărurilor simple (tabela 1). Diferența dintre tensiunile de descompunere ale celor două săruri se micșorează dacă se ține seamă de activitatea ionilor în soluție.

Un argument mai important în susținerea ipotezei mecanismului electrolizei pe baza reacțiilor (4)—(7) este constatarea experimentală a degajării la anod a unei cantități de CF_4. Această cantitate crește în lipsa UO_2 din electrolit și caracterizează electroliza în apropierea efectului anodic [2]. Nu este necesară o ridicare a tensiunii pentru formarea CF_4.

În urma reacției (5) fluorul care se degajă continuu la anod se poate combina cu carbonul pentru a da CF_4. În prezența UO_2 au loc reacțiile (6) și (7) și numai o mică parte din fluor se combină la CF_4. Dacă UO_2 lipsește din electrolit sau din alimentarea băilor cantitatea de CF_4 crește ducînd, în cele din urmă, la instalarea efectului anodic. Tensiunea celulei începe să crească numai după ce apare o degajare puternică de CF_4. Această ipoteză explică o serie de caracteristici ale procesului de electroliză, printre care și necesitatea de alimentare a UO_2 în imediata vecinătate a anodului.

Admițînd valabilitatea ipotezei de mai sus trebuie să se aibă în vedere și posibilitatea formării ionilor complecși. Uraniul, ca și alte metale, formează un complex anionic (UF_5^-). Se știe că topiturile de fluoruri favorizează formarea ionilor complecși într-o măsură mai

mare decît alte halogenuri topite şi că stabilitatea ionilor complecşi este influenţată de proprietăţile cationilor solventului. Astfel complexul fluozirconat este mult mai stabil [7] în solventul KF — LiF decît în solventul NaF — LiF.

Ţinînd seamă de rolul complecşilor în procesul de electroliză, precum şi de influenţa solventului în stabilitatea unui complex, s-a propus ca pentru alegerea electrolitului să se considere modul în care solventul influenţează creşterea sau micşorarea stabilităţii complexului.

S-a urmărit ca cel puţin calitativ să se facă o legătură între influenţa electrolitului asupra stabilităţii ionilor complecşi ai uraniului şi mecanismul reacţiilor la electroliza uraniului, avîndu-se în vedere că gradul de stabilitate al ionilor complecşi poate să influenţeze randamentul de curent al electrolizei. Astfel, dacă ionul complex format are o stabilitate mică, cantitatea ionilor U^{4+} care participă la reacţiile secundare ciclice de oxidoreducere este mai mare şi, evident, randamentul de curent scade. Dacă stabilitatea ionului complex este prea mare, din nou electroliza va avea o eficienţă redusă, aşa cum se întîmplă de regulă în cazul complecşilor prea puternici, lipsind de data aceasta ionii de uraniu necesari reducerii. Este probabil ca, într-un anumit domeniu de stabilitate a ionului complex, cuprins între aceste două extreme, reducerea ionilor de uraniu la catod să aibă loc în acelaşi ritm cu disocierea complexului, iar randamentul de curent să atingă valori maxime. Acest fenomen ar putea explica şi maximul ascuţit al randamentului de curent în funcţie de densitatea de curent care s-a găsit experimental [1].

Întrucît nu există date cantitative asupra formării ionilor complecşi ai uraniului în săruri topite s-au folosit, prin analogie, rezultatele obţinute pentru alte metale de tranziţie care prezintă tendinţa de formare a ionilor complecşi cu fluorul [8].

Studiul complecşilor în halogenuri topite a pus în evidenţă existenţa unei corelaţii între cantitatea Z/r^3 denumită „densitate de sarcină" (Z fiind valenţa, iar r — raza cristalină ionică) a cationului solventului şi stabilitatea complexului. De exemplu, s-a arătat [9], [10] că legăturile complexului sînt cu atît mai puternice, cu cît densitatea de sarcină a cationului solventului este mai mică. Relaţii semicantitative de acest tip, între sarcina şi raza ionului, au fost propuse şi în alte lucrări [11], [12].

În cazul electroliţilor folosiţi la electroliza uraniului solventul este format, în majoritatea cazurilor, dintr-o soluţie binară. Pentru a discuta influenţa „densităţii de sarcină" asupra stabilităţii complexului de uraniu s-a folosit metoda medierii densităţii de sarcină [8], luîndu-se în considerare cationii solventului cu o pondere proporţională cu fracţia lor molară. Se obţine astfel mărimea M avînd semnificaţia unui coeficient de disociere molară a complexului:

$$M = n_i \frac{Z_i}{r_i^3}, \qquad (8)$$

în care n_i este fracţia molară a cationului i în solvent. Stabilitatea complexului va fi cu atît mai mare, cu cît valoarea M a solventului va fi mai mică.

Calculînd coeficienţii de disociere molară ai complecşilor ce s-ar putea forma în electroliţii aleşi pe baza considerentelor expuse s-a constatat că valorile lor variază între 2 şi 7. În tabela 3 se prezintă valorile coeficienţilor de

Tabela 3

Compoziţia electrolitului, % greutate		Raportul molar al fluorurilor folosite ca solvent	Coeficientul de disociere molară M	Randamentul de curent, %
LiF	5,52	LiF + 2 BaF_2	2,17	14
BaF_2	74,48			
UF_4	20,00			
LiF	12,00			
BaF_2	68,00	0,54 LiF + 0,46 BaF_2	2,88	28
UF_4	20,00			
LiF	18,26			
BaF_2	61,74	2 LiF + BaF_2	3,22	38
UF_4	20,00			
MgF_2	28,47			
CaF_2	51,53	0,409 MgF_2 + 0,591 CaF_2	4,20	23
UF_4	20,00			
LiF	13,78			
MgF_2	66,22	LiF + 2 MgF_2	6,40	20
UF_4	20,00			

disociere molară ale amestecurilor de fluoruri folosite în electrolizele efectuate şi randamentele de curent obţinute.

Dintre compoziţiile studiate un interes deosebit îl prezintă solvenţii în care variaţia coeficientului de disociere molară a avut loc prin modificarea concentraţiei componenţilor. Acest caz, în care s-a variat raportul concentraţiilor componenţilor din soluţie, este reprezentat prin electroliţii cu LiF şi BaF_2 în raporturile: LiF + 2 BaF_2; 0,54% LiF + 0,46% BaF_2 şi 2 LiF + BaF_2.

Randamentul de curent depinde, în acest caz, de valoarea lui M, determinată de concentraţia componenţilor şi nu de natura diferită a ionilor. În figura 1 este prezentat randamentul de curent experimental în funcţie de valoarea coeficientului de disociere molară şi de compoziţia electrolitului, pentru electroliţii menţionaţi.

Se observă o creştere accentuată a randamentului de curent la conţinuturi mai mari de LiF în soluţie, corespunzătoare creşterii coeficientului de disociere molară a complexului.

Creşterea este aproximativ lineară, ceea ce arată că randamentul este o funcţie simplă de cantitatea de ioni prezenţi în soluţie, rezultaţi din disocierea complexului.

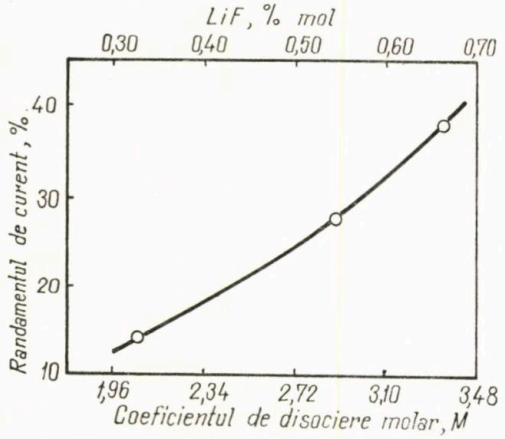


Fig. 1. Variaţia randamentului de curent al electrolizei în funcţie de coeficientul de disociere molară şi de concentraţia LiF.

În urma rezultatelor de mai sus s-a ales, pentru experimentări, şi solventul LiF + $2CaF_2$ cu un coeficient de disociere molară $M = 2{,}91$ apropiat ca valoare de coeficienţii amestecurilor anterioare. Acest solvent este format însă din specii ionice diferite. Electrolizele efectuate cu electrolitul LiF + CaF_2 + UF_4 nu au dat rezultate satisfăcătoare, probabil datorită temperaturii de topire prea mari (amestecul LiF + $2CaF_2$ are un punct de topire apropiat de 1 200°C). Din aceste motive nu s-a insistat în utilizarea acestui electrolit la electroliza uraniului.

Compoziţiile cu valori mai mari ale lui M (tabela 3) au fost formate cu fluorurile de Ca şi Mg ($M = 4{,}20$) şi cu fluorurile de Li şi Mg ($M = 6{,}4$). Pentru ambele compoziţii electroliza a decurs cu numeroase efecte anodice. Aceste două compoziţii cu coeficienţii de disociere molară mari conţin complecşi U—F cu o stabilitate mai mică. În consecinţă ele conţin un număr mare de ioni U^{4+} care favorizează reacţiile ciclice secundare de oxidoreducere cu micşorarea randamentului de curent. Concentraţia mare de ioni F^- favorizează reacţia sa cu carbonul şi instalarea efectelor anodice. În cazul acestor două compoziţii randamentele de curent obţinute au fost de 23% şi, respectiv, de 20%.

Aşa cum s-a prevăzut există un domeniu de valori optime ale coeficientului de disociere molară a complexului, la care randamentul de curent ia valori maxime. În cazul experienţelor efectuate aceste valori au fost de 38% pentru amestecul 2LiF + BaF_2 cu $M = 3{,}22$, electrolizele fiind efectuate la 1 190°C.

Din rezultatele experimentale obţinute în laborator în celule de electroliză cu diafragmă verticală se poate anticipa o creştere a randamentului de curent în cazul desfăşurării electrolizei în celule de mare capacitate. Aceste celule asigură o creştere substanţială a distanţei anod-catod, care va micşora posibilitatea de difuzie a ionilor de uraniu de la catod la anod, cu reducerea reacţiilor ciclice şi, deci, cu creşterea eficienţei curentului. De asemenea, în aceste celule se pot obţine densităţi catodice de curent mari, care influenţează favorabil procesul de electroliză, prin creşterea randamentului de curent.

Chiar şi în cazul menţinerii în cuvele de electroliză industriale a unui randament de curent minim de 38% consumul de curent electric pe kg de uraniu va fi de 2,8 ori mai mic decît consumul de curent pentru 1 kg de aluminiu obţinut cu un randament de curent de 90%, ca urmare a diferenţei mari între echivalenţii electrochimici ai celor două metale.

Calculul de proiectare a unei cuve industriale de 10 000 amperi a arătat că în condiţiile unui randament de curent de 38% energia suplimentară cu care este alimentată cuva este suficientă pentru a menţine temperatura de 1 200°C necesară procesului, rămînînd disponibilă o cantitate apreciabilă de energie calorică care trebuie extrasă din cuvă prin sisteme de răcire.

De asemenea, un calcul al consumurilor de materiale şi de energie a arătat că reducerea electrochimică prin procedeul descris este avantajoasă economic faţă de reducerea fluorurii de uraniu cu magneziu.

BIBLIOGRAFIE

[1] Petrescu N., Ganovici L. şi Nicoloiu E. *Obţinerea uraniului metalic în stare lichidă prin electroliza UO_2 dizolvat într-un amestec de fluoruri topite.* Metalurgia, nr. 2, 1974, p. 90.

[2] Pipper R. D. şi Leifield R. F. Ind. Eng. Chem. Process Design. Develop. 1, 208, 1962.

[3] Polson C. Ei, Kesterke D.G., Kato T.R., Trapp J.H. şi Rapp R.A. *A Conceptual cell for Electrowinning Liquid Uranium.* Electrometallurgy and Electric Furnace Symposium, Cleveland, Ohio, 1968.

[4] Wicks C.E. şi Block F.E. *Thermodynamici Properties of 65-Elements, their Oxides, Halides, Carbides and Nitrides,* Bull, 605, Bureau of Mines, U.S. Governm. Printing Office, Washington, 1963.

[5] Janz G.J. Molten Salts Handbook. Academic Press, New-York, 1967, p. 63.

[6] Varwig J. W. Malinckrodt Chemical Works Report, 1490, 1964.

[7] Mellors G. W. şi Senderoff S. Proc. l-st Austr. Conf. of Electrochem. Friend A. şi Gutman F., Editori, Pergamon Press Inc., New-York, 1964, p. 578.

[8] Mellors G. W. şi Senderoff S. J. Electrochem. Soc. 112, 266, 1965.

[9] Senderoff S., Mellors G. W. şi Bretz R.I. J. Electrochem Soc. 108, 93, 1961.

[10] Mellors G.W. Proc. l-st. Austr. Conf. on Electrochem. A Friend şi F. Gutman Editori, Pergamon Press, Inc. New-York, 1964, p. 521.

[11] Lantratov M.F. şi Alabishev A.F. J. Appl. Chem. U.R.S.S., 26,235, 321, 1953: 27, 685, 1954.

[12] Gruen D. M. şi Mc. Beth R.I. J. Phys. Chem. 63,393, 1959.

Considerații privind fabricarea materialului tubular pentru forajul de mare adîncime la Întreprinderea de țevi „Republica"

Ing. M. Popescu

Întreprinderea de țevi — „Republica"

CZ 621.774 : 622.24

Dezvoltarea impetuoasă și multilaterală a industriei socialiste reclamă în continuu cantități sporite de produse petroliere, ce se pot realiza prin descoperirea și exploatarea a noi zăcăminte petrolifere, prin forajul și exploatarea zăcămintelor de mare adîncime și prin mărirea randamentului extracției la exploatările existente.

Folosirea țevilor de oțel însoțește toate fazele tehnologice ale exploatării și prelucrării petrolului, de la explorarea zăcămintelor la rafinarea țițeiului, trecînd prin forarea și tubarea sondelor, extracția propriu-zisă și transportul său la rafinării.

Fiind în atenția permanentă a conducerii de stat producția de țevi din țara noastră a cunoscut o continuă ascensiune, contribuind în felul acesta la dezvoltarea siderurgiei românești și la asigurarea cu aceste laminate a tuturor ramurilor economiei naționale, inclusiv a industriei petroliere.

De la o producție globală de circa 14 mii t țevi în anul 1943 s-a ajuns la 430 mii t în 1960, la 670 mii t în 1967, la aproximativ 850 mii t în 1970, urmînd să se realizeze peste 1 100 000 t în anul 1975.

În țara noastră forajul zăcămintelor de mare adîncime cu mari rezerve de țiței constituie o certă realitate, petroliștii forînd în prezent cu mai multe sonde la adîncimi de peste 4 500 m, iar la nivelul tehnicii mondiale s-au realizat instalațiile românești de foraj 3 DH-200 și UDH-315, capabile să foreze sonde pînă la adîncimi de 7 000 m. Aceste acțiuni se înscriu pe linia directivelor celui de-al X-lea Congres al Partidului Comunist Român, privind sporirea rezervelor de petrol și exploatării rationale a tuturor zăcămintelor de țiței din țara noastră.

Avînd în vedere cererile crescînde de țevi pentru industria petrolieră care solicită sortimentele necesare forajului adînc, sortimente care în prezent se importă în cantități mari, cerințele asigurării interschimbabilității produselor românești cu produsele din alte țări, Întreprinderea de țevi „Republica" a fost antrenată în rezolvarea unor probleme majore privind forajul de mare adîncime. Astfel, în perioada 1966—1972 uzina a fost extinsă, modernizată și dotată cu noi agregate și instalații, toate acestea în scopul creșterii capacității de producție, precum și în scopul diversificării sortimentelor de țevi.

Pentru producția de țevi destinate forajului adînc au fost instalate utilaje de înaltă tehnicitate : cuptor cu vatră pășitoare, pentru tratamentul termic, mașini de filetat țevi și mufe tip Cri-Dan, presă de tip Kocks, pentru probat țevi pînă la presiuni de 1 300 atm, instalații pentru controlul nedistructiv. De asemenea s-a procurat din import întreaga aparatură prevăzută de normele API Std 5 B, pentru controlul filetelor de la țevi.

Din punct de vedere tehnologic uzina a căpătat în ultimii ani o bogată experiență în fabricarea țevilor pentru industria petrolieră, executate conform normelor API, ea fiind din anul 1967 producător autorizat de Institutul American al Petrolului, cu toate drepturile și obligațiile ce decurg din aceasta.

Încă din anul 1969 s-au asimilat în producția de serie burlane de tubaj și țevi de extracție din oțel calitatea J.55, conducte petroliere din calitatea grad A sau B, toate acestea în execuție API. Atît pentru producția internă, cît și pentru export s-au livrat pînă în prezent cantități însemnate de țevi marcate cu monograma API.

În anii 1971—1972 s-au asimilat în producția de serie : burlane de tubaj din clasa de rezistență N.80, țevi de extracție din clasele de rezistență C.75 și N.80, conducte de înaltă rezistență pentru transportul produselor petroliere din clasele de rezistență X.42, X.46 și X.52, toate fiind produse cu înalte caracteristici tehnice, utilizate în forajul de mare adîncime.

În cele ce urmează se arată ponderea de țevi, pe clase de rezistență, la burlane pentru tubaj și țevi de extracție. Procentele sînt redate după rapoartele primite de uzină pentru anul 1972 de la Institutul American al Petrolului. Din aceste rapoarte rezultă că burlanele se execută în următoarele clase de rezistență : H.40; J.55; K.55; N.80; C.95; P.110; V.150 și într-o proporție foarte redusă din alte clase de înaltă rezistență. Țevile de extracție se execută din H.40; J.55; C.75; N.80; P.105 și într-o proporție foarte scăzută și din alte clase de înaltă rezistență.

Situaţia la burlane tubaj şi ţevi extracţie, pe clase de rezistenţă în S.U.A. şi Europa (producători autorizaţi) este redată procentual în tabela 1.

Tabela 1

BURLANE PENTRU TUBAJ – ÎN S.U.A.

– circa 50% clasa de rezistenţă J. 55
– circa 23% clasa de rezistenţă N. 80
– circa 9% clasa de rezistenţă P. 110
– circa 13,5% clasa de rezistenţă C. 95
95,5%

Restul procentelor sînt de clasele de rezistenţă H. 40 şi V. 150.

BURLANE PENTRU TUBAJ – ÎN EUROPA – PRODUCĂTORI AUTORIZAŢI

– circa 37% clasa de rezistenţă J. 55 şi K. 55
– circa 40% clasa de rezistenţă N. 80
– circa 14% clasa de rezistenţă P. 110
– circa 7% clasa de rezistenţă C. 95
98%

Restul procentelor sînt din clasele de rezistenţă H. 40 şi V. 150, precum şi alte clase de înaltă rezistenţă.

ŢEVI DE EXTRACŢIE – ÎN S.U.A.

– circa 55% clasa de rezistenţă J. 55
– circa 37% clasa de rezistenţă N. 80
– circa 4% clasa de rezistenţă C. 75
96%

Restul de circa 4% din H.40 şi P. 105.
În Europa producătorii autorizaţi

ŢEVI DE EXTRACŢIE – ÎN EUROPA – PRODUCĂTORI AUTORIZAŢI

– circa 45% clasa de rezistenţă J. 55
– circa 30% clasa de rezistenţă N. 80
– circa 10% clasa de rezistenţă P. 105
– circa 10% clasa de rezistenţă C. 75
95%

Restul de circa 5% sînt din diverse alte clase de înaltă rezistenţă.

Obs.: Clasele de rezistenţă N. 80; P. 110; C. 95; V. 150; C. 75; P. 105 sînt utilizate la fabricarea ţevilor destinate forajului şi extracţiei în forajul de mare adîncime. Clasa de rezistenţă se referă la caracteristicile fizico-mecanice şi chimice pe produsul finit. Pentru o clasă de rezistenţă se poate utiliza sau una sau mai multe mărci de oţeluri cărora, pentru obţinerea caracteristicilor fizico-mecanice finite, li se aplică tratamente termice diferenţiate.

Din tabela 1 se pot desprinde următoarele concluzii:

a) producţia de burlane de tubaj din clasele de rezistenţă J.55 şi N.80 reprezintă o pondere de peste 73%, iar producţia de ţevi de extracţie din clasele de rezistenţă J.55 şi N.80 reprezintă o pondere de peste 75% din totalul producţiei realizate la aceste sortimente;

b) atît în S.U.A., cît şi în Europa se constată, faţă de anii anteriori, o scădere a ponderii clasei de rezistenţă J.55 în favoarea claselor de înaltă rezistenţă: N.80; P.110 şi C.75. De exemplu, firma Mannesmann produce peste 50% din burlanele de tubaj, peste 50% din ţevile de extracţie şi peste 90% din prăjinile pentru foraj (avînd racorduri sudate) din clase de înaltă rezistenţă, îndeosebi pentru export.

În tabela 2 sînt redate compoziţiile chimice, tratamentele termice şi caracteristicile fizico-mecanice ale unor oţeluri utilizate în diferite ţări de firme producătoare de ţevi, pentru clasa de rezistenţă N.80 la burlane de tubaj şi ţevi de extracţii.

Oţelul 43MoM16, STAS 8185–68 şi STAS 323–64, care s-a folosit la fabricarea burlanelor pentru tubaj N.80, este echivalent cu oţelurile utilizate în S.U.A. Această marcă de oţel s-a ales pentru asimilarea burlanelor de tubaj N.80, din două considerente:

– experienţa acumulată pînă în prezent la laminarea sa;

– evitarea tratamentului termic de îmbunătăţire (călire + revenire), care se impune la alte mărci de oţeluri aliate; acest tratament termic ridică probleme mai deosebite (apariţia de fisuri pe corpul ţevilor, dificultăţi sporite la filetare, dotarea uzinelor cu instalaţii complexe, pentru tratamentul termic de îmbunătăţire etc.).

În tabela 3 sînt redate compoziţiile chimice, tratamentele termice şi caracteristicile mecanice ale oţelurilor folosite la fabricarea ţevilor de extracţie C.75, conform API Std 5 AC şi a oţelurilor 43MoM16, care s-au folosit la fabricarea ţevilor de extracţie C.75 (aceeaşi marcă de oţel putîndu-se folosi la acest sortiment şi pentru clasa de rezistenţă N.80).

Se redă mai jos, comparativ, tratamentul termic la oţelul 43MoM16 pentru obţinerea caracteristicilor fizico-mecanice pe produs, la clasele de rezistenţă N.80 şi C.75.

Burlane de tubaj şi ţevi extracţie N. 80	Ţevi extracţie C. 75
840–860°C	Temperatura de normalizare 840–860°C
500–550°C	Temperatura de revenire 630–650°C

În tabela 4 sînt redate valorile caracteristicilor mecanice obţinute pe epruvete tip API la oţelul 43MoM16 în stare laminată, în stare normalizată şi în stare normalizată-revenită, folosit la fabricarea burlanelor pentru tubaj şi a ţevilor de extracţie. Din valorile obţinute rezultă necesitatea efectuării tratamentului termic de normalizare şi revenire pentru ambele clase de rezistenţă N.80 şi C.75, în scopul asigurării caracteristicilor fizico-mecanice, pe produsul finit, prescris în API Std 5 A şi 5 AC.

Tabela 2

Țara	Firma	Compoziția chimică, %				Tratamentul termic	Caracteristicile mecanice		
		C	Mn	Mo	Alte elemente		$R_{0,5}$ kgf/mm²	R_r kgf/mm²	A 2", %
Franța	Vallourec	0,33–0,39	0,87–0,98	—	—	$C + R$	63,3–75,4	75,5–89	26–31
R.S.C.S.	Vitkovice	0,38–0,45	0,80–1,05	—	—	$C + R$	—	—	—
Japonia	Sumitomo	0,40–0,43	1,47–1,66	0,18–0,20	Cr = 1,62	$N + R$	61,5–63,0	82,0–88,3	21,6–27,8
R.F.G.	Phönix	0,30	0,75	0,23	Ni = 2,98	$N + R$	74,5	87,5	22
Italia	Dalmine	0,42–0,48	1,37–1,46	0,15–0,18	—	$N + R$	63,2	84,4	24,6
Italia	Falk	0,45	1,30–1,60	0,30	Si = max. 0,35	$N + R$	—	—	—
R.P.P.	—	0,40–0,50	1,20–1,65	0,15	—	$C + R$	—	—	—
Anglia	—	0,40	0,60	—	Ni = 2,50	$N + R$	—	—	—
S.U.A.*)	—	0,38–0,48	1,45–1,75	min. 0,15	—	N	56,2–77,3	min. 70,3	în funcție de grosimea peretelui
S.U.A.*)	—	0,40–0,50	1,50–1,80	min. 0,15	—	$N + R$	56,2–77,3	min. 70,3	Idem
R.S.R.*)	STAS 8185–69 43MoM16	0,40–0,46	1,50–1,70	min. 0,16	—	(N) $N + R$	56,0	min. 71,0	13

Obs.: C = Călire; R = Revenire; N = Normalizare;
*) = Asteriscul indică echivalența oțelurilor.

Tabela 3

Marca oțelului	Analiza chimică, %								Tratamentul termic	Caracteristicile mecanice		
	C	Mn	Mo	Cr	Cr + Ni + Cu	P max.	S max.	Si max.		$R_{0,5}$, kgf/mm²	R_r kgf/mm²	A 2", %
1*)	max. 0,50	max. 1,90	0,15–0,30	—	max. 0,50	0,040	0,060	0,35	$N+R$	52,7–63,3	min. 66,8	în funcție de grosimea peretelui
2	max. 0,40	max. 1,50	—	—	—	0,040	0,060	0,35	$C+R$	52,7 63,3	min. 66,8	în funcție de grosimea peretelui
3	0,38–0,43	0,75–1,00	0,15–0,25	0,80–1,10	—	0,040	0,040	—	$N+R$	52,7–63,3	min. 66,8	în funcție de grosimea peretelui
4	0,43–0,48	0,75–1,00	0,15–0,25	0,80–1,10	—	0,040	0,040	—	$N+R$	52,7–63,3	min. 66,8	în funcție de grosimea peretelui
43MoM16	0,40–0,46	1,50–1,70	min. 0,16	—	—	0,040	0,040	0,15–0,35	$N+R$	56	71	13

*) Asteriscul indică echivalența oțelurilor.

Tabela 4

Caracteristicile mecanice								
În stare laminată			În stare normalizată			În stare normalizată și revenită		
Caracteristicile mecanice conform API Spec. 5 A – 5 Ac: $R_{0,5}$ = 56,2–77,3 kgf/mm²; R = min. 703 kgf/mm²; A5 = min. 18%								
$R_{0,5}$	R	A_5	$R_{0,5}$	R	A_5	$R_{0,5}$	R	A_5
kgf/mm²		%	kgf/mm²		%	kgf/mm²		%
A. *BURLANE PENTRU TUBAJ 5 1/2 × 10,54N80*								
64,5	90,1	17	59,6	92,0	23,0	62,0	85,5	25
64,1	90,7	20	63,8	91,6	20	63,2	88,5	25
62,0	90,5	19	63,0	92,0	22	62,0	86,2	24
61,0	91,0	19	55,5	91,8	22	62,6	83,6	25
66,2	91,6	20	55,9	93,0	22	58,0	85,4	25
61,5	90,3	21	55,5	91,1	23	58,1	86,6	24
64,6	90,4	20	59,0	92,2	22	60,0	85,1	25
B. *ȚEVI DE EXTRACȚIE 2 7/8 × 7,82 C75*								
58,8	82,6	22	61,6	85,2	23	57,8	78,5	28
59,3	82,2	22	62,3	88,0	22	56,0	75,2	28
55,5	81,0	24	62,6	88,0	22	55,6	77,6	26
57,0	84,0	23	60,0	84,2	21	54,9	76,5	28
—	—	—	—	—	—	57,1	78,0	27
—	—	—	—	—	—	56,1	76,2	28
—	—	—	—	—	—	54,8	76,4	26

Nerespectarea tratamentului termic optim prescris duce la :

— valori minime ale caracteristicilor mecanice şi chiar sub limitele admise ;

— dispersie mare în cîmpul de valori ;

— la unele grosimi de perete (sub 8 mm) nu se realizează valorile alungirilor prescrise pentru grosimea respectivă de perete.

Deşi sînt încă într-o fază de început problemele tehnice de asimilare a unor sortimente noi fiind multiple şi complexe, cantităţile solicitate în continuă creştere, dar avînd în vedere stadiul actual al asimilărilor care sînt în curs, precum şi potenţialul tehnic al uzinei, se poate anticipa că într-un timp relativ scurt să se asigure pentru consumul intern sortimentele şi cantităţile necesare de ţevi destinate forajului adînc.

În ceea ce priveşte producţia de ţevi destinate forajului adînc se poate afirma că în actuala etapă se disting două grupe de produse, în funcţie de stadiul de avansare a asimilării lor:

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * API Std 5 A.

[2] * * * API Std 5 AC.

[3] * * * API Std 5 AX.

[4] Moldovan I. şi Achiţei C. *Stadiul actual şi tendinţele de dezvoltare şi producţia de material tubular.* M.I.M. — C.D.P.T.

[5] Cuida O. *Fabricarea de material tubular petrolier destinat forajului adînc.* I.D.T.

[6] Moldovan I. *Dezvoltarea producţiei de ţevi în R.S. România.* Metalurgia, nr. 9, 1973.

Prompt
Economic and
Efficient
Presentation of your products
in the Romanian market
by advertising in the technical press
widely spread among the specialists,
the Foreign Trade Companies
and the Romanian end-users

through
PUBLICOM
the Romanian International Advertising Agency

We keep at your disposal at any time
advertising space in this review

For
further details regarding all the advertising
possibilities in Romania, please apply directly to

PUBLICOM
Romanian International Advertising Agency
22, Bd. Bălcescu Bucharest-Romania
telex : 374 telefon : 13.98.83

Reuniunea A.T.S. — COMINPECC

La 22—23 martie 1973 a avut loc la Paris cea de-a 26-a reuniune a Comisiei Interprofesionale a încercărilor de cărbune, cocs, minereuri, aglomerat şi patul de fuziune pentru furnale — COMINPECC — organizată în comun cu Asociaţia Tehnică a Siderurgiei Franceze — A.T.S. — cu participarea restrînsă a specialiştilor din Piaţa Comună Europeană.

Programul Reuniunii a fost axat pe aspectele stabilizării şi degradării mecanice ale cocsului metalurgic :

— *Observaţii privind calitatea cocsului metalurgic* (D. SANNA) ;

— *Consideraţii privind dimensiunea granulometrică a cocsului metalurgic* (Şt. FORIZS) ;

— *Informaţii privind cocsurile folosite în Japonia şi în U.R.S.S.* (Ch. Gh. THIBAUT) ;

— *Contribuţii privind studiul degradării cocsului metalurgic* (R. PAOLETTI) ;

— *Evoluţia compoziţiei granulometrice a cocsului în cursul degradării* (D. SANNA) ;

— *Stabilizarea mecanică a cocsurilor metalurgice* (P. LUPENDECKER) ;

— *Anchetă tehnică privind evoluţia calităţii cocsurilor în anul 1972* (D. SANNA şi Ch. Gh. THIBAUT) ;

— *Aprovizionarea cu cărbuni în cadrul Pieţei Comune Europene* (mai mulţi autori) ;

— *Utilizarea cocsului stabilizat termic* (Şt. FORIZS) ;

— *Observaţii privind umiditatea cocsului metalurgic* (mai mulţi autori)

— *Informaţii asupra Congresului Internaţional de la Bucureşti privind prereducerea minereurilor de fier* (F. PICHON).

Se prezintă în continuare un rezumat scurt al lucrărilor, cu anumite observaţii privind interesul lor pentru siderurgia noastră.

— *Observaţii privind calitatea cocsului metalurgic* în furnale de înaltă productivitate — s-a ocupat cu problemele teoretice şi practice ale utilizării cocsului metalurgic la furnale în cazul înlocuirii acestuia în proporţie de 25% gravimetrice cu păcură, avînd un interes deosebit şi pentru siderurgia noastră.

— *Consideraţii privind dimensiunea granulometrică a cocsului metalurgic* — a arătat că dimensiunea medie a cocsului metalurgic este invers proporţională cu viteza corectată de cocsificare şi că cocsul stabilizat termic duce la îmbunătăţirea comportării acestuia în furnal, chiar la o granulaţie absolută mai mică.

— *Informaţii privind cocsurile folosite în Japonia şi în U.R.S.S.* — s-a ocupat cu unele experienţe în U.R.S.S. privind folosirea cocsurilor calibrate de dimensiuni 30—50 şi 40—60 mm.

În ceea ce priveşte cocsurile japoneze, s-a specificat că în timp ce în uzinele cocsochimice a Pieţei Comune, în general, şi cele franceze şi BENELUX, în special, singurul criteriu de calitate a cocsului metalurgic este considerat conţinutul de cenuşă (la un nivel ridicat şi constant de rezistenţă mecanică) în Japonia s-a schimbat toată orientarea producţiei de fontă, mai ales în privinţa calităţii cocsului. În acest sens se atribuie o atenţie mărită rolului permeabilizator al coloanei de materiale, în care scop este necesară stabilizarea şi sortarea pe fracţiuni a cocsului metalurgic.

— *Contribuţii privind studiul degradării cocsului metalurgic* — s-a ocupat de degradarea cocsului la uzina HOMECOURT în circuitul obişnuit de la descărcarea cuptorului de cocs şi pînă la ciururile de cocs de la furnale. Datele obţinute sînt comparate cu încercări la tobă la diferite turaţii, probleme cu interes major şi pentru siderurgia noastră, folosind cocsuri de provenienţă diferită şi fiind supus la multe transbordări.

— *Evoluţia compoziţiei granulometrice a cocsului în cursul degradării* — s-a ocupat de variaţia granulaţiei a patru cocsuri ; Dunkerque, Hagondage, Harness şi Thionville ca cele mai reprezentative din Franţa.

Esenţa lucrării este că atrage din nou atenţia specialiştilor asupra roaderii cocsului în cursul solicitărilor diferite, considerată de autor mai importantă pentru siderurgie decît degradarea mecanică (cum este denumită rezistenţa) a bucăţilor de cocs cu dimensiuni mari.

— *Stabilizarea mecanică a cocsurilor metalurgice* — s-a ocupat de problemele stabilizării cocsurilor din huilele flambante şi de gaz din bazinul Lorenei. Rezistenţa cocsului metalurgic iniţial fiind de ordinul 72—75% M_{40} şi 7,3—8,6% M_{10} este oarecum asemănător calităţii cocsurilor noastre de la C.S.H. şi C.S.R. Stabilizarea descrisă are loc într-un tobă special construită în acest scop, avînd diametrul de 4 m.

— *Ancheta tehnică privind evoluţia calităţii cocsurilor în anul 1972* cuprinde o serie de date statistice privind cantitatea produsă sau utilizată la furnale şi proprietăţile fizico-mecanice ale 74 de cocsuri de provenienţă diferită produse în 1972. Datele au fost puse la dispoziţia ATS ca for central de uzinele furnizoare sau consumatoare de cocs.

Reprezintă interes curbele granulometrice ale acestor cocsuri, precum şi modul de estimare a diferitelor caracteristici fizico-mecanice pe cale grafică sau prin calcul.

— *Aprovizionarea cu cărbuni în cadrul Pieţei Comune Europene* (neprevăzută în programul iniţial) — s-a reprezentat cîte o notă scurtă privind folosirea cărbunilor proprii şi importul a 10—25% de huile cu proprietăţi bune de aglutinare-cocsificare din exterior chiar şi de ţările bogate în asemenea cărbuni ca R.F.Germania.

— *Utilizarea cocsului stabilizat termic* — s-a indicat că o stabilizare termică înaintată a cocsului are efecte economice mai bune şi este mai rentabilă decît stabilizarea mecanică specială cu instalaţii suplimentare costisitoare. Micşorarea granulaţiei absolute la păstrarea unor indici ridicaţi de rezistenţă mecanică şi scăderea sensibilă a roaderii duce la îmbunătăţirea rolului de permeabilizator al cocsului mai ales în condiţiile actuale de scădere sensibilă a proporţiei volumetrice de cocs în furnale, ajungînd la 40—45% (datorită îmbogăţirii aerului cu oxigen, îmbunătăţirii aglomeratului, insuflării în zona de ardere de combustibili înlocuitori, ca: gaz metan, păcură etc.).

— *Observaţii privind umiditatea cocsului metalurgic* — a fost prezentată de diferiţi autori pentru diferite uzine :

P. Louis de la Societatea WENDEL-SIDELOR a arătat contradicţia între furnizor şi consumator datorită modului diferit de determinare a umidităţii în etuvă sau cu aparate cu raze infraroşii. Experienţele au decurs în domeniul de umiditate de 2—10%. C. Chatet s-a ocupat de umiditatea diferitelor fracţii granulometrice de cocs, la o umiditate totală a cocsului brut pînă la 10%. N. Meysson de la Centrul de Cercetări la Pont Mouson a prezentat datele comparative de determinare a umidităţii în probă mare şi în probele mici după normele franceze AFNOR existente, proba mare neconcasată avînd o umiditate de 10—30% relativ mai mare.

Tot N. Meysson a prezentat şi o altă informare privind influenţa măcinării şi stocării asupra conţinutului de umiditate în cazul unei hematite bogate, foarte important pentru staţiile de pregătire şi aglomerare.

— *Informaţii privind Congresul Internaţional de la Bucureşti privind prereducerea minereurilor de fier*, de F. Pichon, a cuprins o scurtă prezentare a lucrărilor şi observaţiile delegaţiei franceze.

În general se remarcă un caracter practic al lucrărilor prezentate la această reuniune. Chiar şi în cazul problemelor teoretice s-a prezentat aspectul practic al aplicabilităţii în diferite situaţii concrete.

Ing. Şt. Forizs

Cercetări privind formarea și prevenirea crăpăturilor longitudinale, la turnarea centrifugă a pieselor bimetalice din fontă cu crustă dură

Conf. dr. ing. S. Buzilă
Institutul politehnic—București

Z 621.74.042 – 419.4

Turnarea centrifugă este o metodă de lucru avansată atît din punct de vedere tehnic, cît și economic, deoarece se obțin piese cu structură foarte fină și compacte, la un consum specific redus de aliaj lichid pe tona de piese turnate bune. Aceste avantaje au făcut ca metoda să fie tentantă, în special pentru turnarea pieselor bimetalice din fontă albă, în stratul exterior, și cenușie, în cel interior.

Obținerea unor piese turnate din două calități de fontă este însoțită de o serie de greutăți, mai ales în ceea ce privește apariția crăpăturilor longitudinale, fapt ce a determinat efectuarea unui studiu special pentru rezolvarea teoretică și practică a acestei probleme.

Bazele teoretice ale problemei

La turnarea pieselor pe mașini centrifuge cu ax orizontal proiectarea aliajului lichid pe pereții interiori ai formei metalice în rotire se produce sub acțiunea forței centrifuge.

Turația minimă necesară pentru turnarea centrifugă pe mașini cu ax orizontal se calculează punînd condiția de echilibru pentru o particulă de aliaj lichid care se află în punctul cel mai de sus (fig. 1). Asupra acestui punct

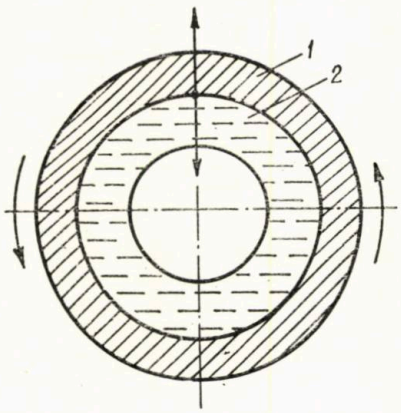


Fig. 1. Acțiunea forțelor la rotirea pe mașini centrifuge orizontale.

acționează forța gravitației G și forța centrifugă Fc. Pentru condiția de echilibru se obține:

$$Fc = G$$

sau:

$$mg = m\omega^2 r$$

$$\frac{\omega^2 r}{g} = k, \text{ coef. de gravitate}$$

Din această egalitate rezultă că viteza unghiulară minimă pentru condiția de echilibru este:

$$\omega = \sqrt{\frac{g}{r}}$$

Numărul de rotații minime cu care trebuie rotită forma se calculează cu relația:

$$n = \frac{30\,\omega}{\pi} = \frac{30}{\pi} \cdot \frac{\sqrt{g}}{\sqrt{r}} = \frac{30}{\sqrt{r}} \cdot \text{ rot/min}$$

Deoarece piesele trebuie să fie compacte, viteza de rotire se alege de 5,0 pînă la 9,0 ori mai mare, limita superioară fiind indicată pentru aliaje ușoare.

La viteze prea mici de rotire aliajul nu este proiectat pe pereții formei (fig. 2), iar la viteze prea mari apar crăpături longitudinale (fig. 3).

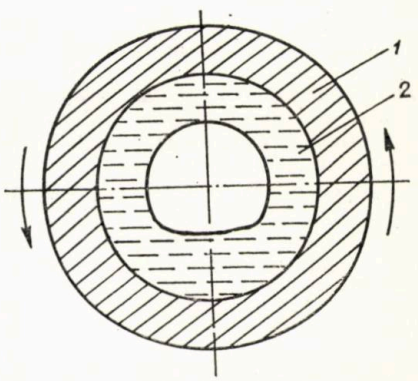


Fig. 2. Repartiția aliajului în forma metalică la o viteză de rotire prea mică:
1 – forma metalică; *2* – aliajul lichid.

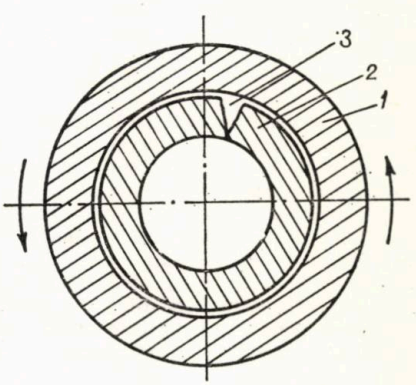


Fig. 3. Crăpături longitudinale:
1 – formă metalică; *2* – piesă turnată; *3* – crăpături longitudinale.

Lucrări experimentale

Lucrări experimentale proprii au arătat că în cazul turnării centrifuge a pieselor bimetalice din fontă dură la exterior şi fontă cenuşie la interior, apar crăpături longitudinale şi la o viteză de rotire corectă, adică pentru o viteză de rotire şi de turnare la care piesele din fontă cenuşie se obţin fără crăpături.

Apariţia crăpăturilor longitudinale este consecinţa mai multor factori care se suprapun în timpul procesului de turnare şi duc la formarea crăpăturilor. Pentru explicarea acestui gen de defect se consideră că este necesar să se analizeze următoarele etape caracteristice din timpul turnării:

— turnarea fontei albe pentru crusta dură de la exterior;

— turnarea fontei cenuşii pentru stratul din interior.

Turnarea fontei albe pentru crusta dură de la exterior începe după ce s-a pus forma în mişcarea de rotire. Ca urmare a contactului dintre fonta lichidă şi forma metalică, fonta lichidă se solidifică şi se contractă, iar forma metalică se încălzeşte şi se dilată. Datorită acestui fenomen natural, între forma metalică şi piesa solidificată se formează un gol, astfel că forţa centrifugă la care este supusă piesa este preluată chiar de către piesă nu de forma metalică. În această perioadă, cînd este solidificată dar are temperatură ridicată, deci rezistenţe mecanice scăzute, sînt îndeplinite condiţiile pentru apariţia crăpăturilor.

Posibilitatea de apariţie a crăpăturilor creşte cu forţa centrifugă deci cu viteza de rotire. De aceea este indicat ca viteza de rotire, la începutul turnării, să fie mai mică decît viteza de regim dar mai mare decît cea corespunzătoare vitezei minime de echilibru. La aceeaşi viteză de rotire a formei crăpăturile apar mai uşor la piesele cu pereţi groşi deoarece forţa centrifugă cu care este proiectat aliajul lichid pe crusta solidă este mai mare, crusta poate crăpa, iar prin crăpătura formată pătrunde aliaj lichid între forma metalică şi crusta solidificată. Aliajul pătruns prin crăpătură se solidifică dar nu se mai sudează cu piesa turnată. Din această cauză defectul nu se mai poate remania, iar piesa se rebutează.

Prin urmare rezultă că pentru a obţine piese fără crăpături longitudinale se recomandă maşini cu viteza de rotire variabilă.

Turnarea fontei cenuşii pentru stratul moale din interior. Fonta cenuşie pentru stratul moale din interior trebuie să fie turnată la un anumit timp după solidificarea fontei albe din stratul exterior, altfel se produce amestecarea celor două calităţi de fontă sau apar crăpături.

Întîrzierea prea mult timp cu turnarea fontei cenuşii are ca rezultat obţinerea unei piese la care cele două straturi nu se sudează între ele, deci rebut. Prin urmare cea mai importantă problemă care se ridică este cînd trebuie turnată fonta cenuşie pentru stratul moale din interior.

Deoarece turnarea tuburilor bimetalice urmăreşte realizarea unei economii de elemente de aliere, concomitent cu caracteristicile superioare pentru piesa turnată, trebuie avute în vedere o serie de considerente. Dacă fonta cenuşie se toarnă înainte de solidificarea fontei albe din stratul exterior pot avea loc următoarele fenomene:

— amestecarea celor două calităţi de fontă, deci se diminuează efectul economiei de elemente de aliere;

— apariţia de crăpături în crusta dură de la exterior din cauza forţei centrifuge cu care acţionează fonta lichidă din stratul interior asupra celui exterior, care în această etapă are rezistenţa foarte mică din cauza temperaturii ridicate;

— apariţia de crăpături ca urmare a diferenţei de contracţie dintre cele două calităţi de fontă şi anume: fonta din crusta dură are contracţia de circa 2%, iar fonta cenuşie are numai 1%. Din această cauză fonta cenuşie din interior se opune contracţiei fontei albe din exterior şi astfel creşte pericolul de apariţie a crăpăturilor longitudinale;

— apariţia de crăpături ca urmare a faptului că după solidificare fonta cenuşie are o perioadă de dilatare ca urmare a separării grafitului, aşa cum se arată în figura 4, curba 1. Dilatarea fontei cenuşii se opune contracţiei fontei albe şi astfel apar crăpăturile.

Temperatura optimă sau timpul optim de turnare a fontei cenuşii de la turnarea fontei albe, ţinînd seamă de factorii arătaţi mai sus, se determină cu ajutorul diagramelor de contracţie la solidificarea fontei albe, comparativ cu a fontei cenuşii (fig. 4). Din analiza acestor diagrame se constată că dacă fonta cenuşie se toarnă imediat după turnarea fontei albe,

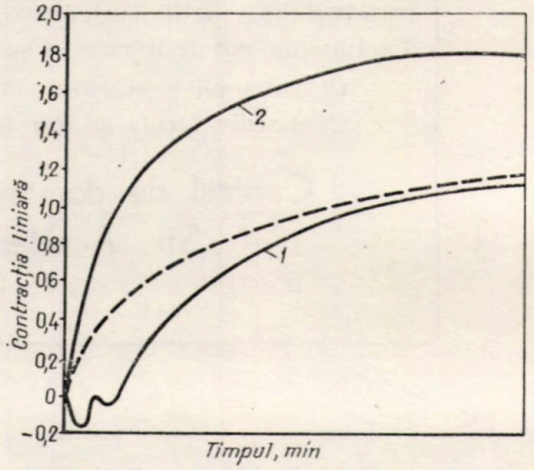


Fig. 4. Contracţia la solidificare a fontei cenuşii (curba *1*), comparativ cu a fontei albe (curba *2*).

fonta cenușie se dilată, în timp ce fonta albă se contractă, deci fonta cenușie se opune contracției fontei albe și astfel apar crăpături longitudinale. Întîrzierea cu turnarea fontei cenușii are ca rezultat micșorarea diferenței dintre contracția totală a fontei albe și a fontei cenușii.

Pentru ca să nu apară crăpături longitudinale trebuie să dispară complet diferența de contracție dintre fonta albă și fonta cenușie. Acest lucru este realizabil prin alegerea potrivită a intervalului de timp între cele două turnări și anume: turnarea fontei cenușii să se facă după ce fonta albă s-a solidificat și contractat cu circa 0,8% astfel încît în continuare să aibă loc o contracție egală a celor două calități de fontă întocmai ca atunci cînd ar fi o singură calitate.

Curba cu linie întreruptă arată variația contracției fontei albe din curba 2, comparativ cu a fontei cenușii din curba 1, dacă turnarea fontei cenușii se face în momentul cînd fonta albă s-a contractat cu 0,8%.

Din analiza curbelor de contracție la solidificare se constată că diferența de contracție la solidificare, în acest ultim caz între cele două calități de fontă, nu depășește 0,4%. Din această diagramă rezultă clar că momentul critic pentru formarea crăpăturilor longitudinale apare imediat după solidificarea fontei cenușii cînd aceasta se dilată ca urmare a separării grafitului din fontă (bucla de sub cota zero din diagramă).

Prin urmare, pentru ca bucla de dilatare să fie mică, deci și diferența dintre contracția celor două fonte să fie mică, este important să se găsească o fontă cenușie cu dilatarea mică, în timpul separării grafitului.

Lucrările experimentale au arătat că, în mod practic, această contracție de 0,4% nu este prea mare și poate asigura obținerea unor bucșe bimetalice fără crăpături longitudinale.

Contracția finală mai ridicată a fontei albe față de fonta cenușie asigură o mai bună legătură între cele două calități de fontă.

Concluzii

Din studiile teoretice și experimentale care s-au efectuat rezultă următoarele concluzii:

— Viteza de rotire a mașinii de turnat centrifuge trebuie să fie mai mică la începutul turnării decît viteza de regim dar mai mare decît viteza minimă de echilibru.

— Turnarea fontei cenușii pentru miez trebuie să se facă după solidificarea completă a fontei albe din stratul dur și anume atunci cînd fonta albă s-a contractat cu circa 0,8% (din 2,0% total) astfel ca în continuare cele două calități de fontă să se contracte împreună

Centrul de documentare și publicații tehnice al industriei metalurgice execută la cerere traduceri de materiale documentare (articole din reviste tehnice, standarde, prospecte, rapoarte de cercetare, brevete etc.). Traducerile pot fi livrate în pagini separate, broșate sau legate.

Costul unei pagini de 2 000 semne de traducere este de 30 lei.

Comenzile ferme se vor trimite pe adresa:

Centrul de documentare și publicații tehnice
Str. Academiei nr. 7, sector I
București

Chim. Ana Brustur

Întreprinderea de produse refractare — Alba Iulia

Determinarea oxidului manganos din materiale silica

CZ 666.76 : 543.062

La fabricaţia cărămizilor silica se foloseşte ca materie primă cuarţita. În cursul procesului tehnologic se realizează o „tridimitizare" mai completă a SiO_2 din masa refractară în prezenţa MnO folosit ca mineralizator [1]. Ca atare s-a pus problema determinării conţinutului de MnO din materiale silica. S-a urmărit alegerea unei metode de analiză care să satisfacă următoarele condiţii :

— determinarea SiO_2 să se facă conform STAS 167—70;

— să fie o determinare destul de sensibilă deoarece conţinutul de MnO a materialului nu depăşeşte 2%;

— să se facă paralel cu determinările impurităţilor.

Din toate posibilităţile existente a fost aleasă o metodă fotocolorimetrică pentru sensibilitatea determinării şi rapidităţii de execuţie, precum şi pentru faptul că Întreprinderea „9 Mai" — Turda, care foloseşte metoda, are în dotare un fotocolorimetru tip FEK-M. Astfel determinarea MnO se poate executa separat, după determinarea conţinutului de SiO_2, conform metodei prevăzute de STAS 167/4—70.

Impurităţile rămase după evaporarea SiO_2 se dezagregă cu $K_2S_2O_7$, iar pentru dizolvarea topiturii se foloseşte H_2SO_4—10%.

Principiul metodei

Mn^{2+} este oxidat la Mn^{7+} cu ajutorul $(NH_4)_2S_2O_8$ în prezenţa ionilor Ag^+ drept catalizator [2].

$$2MnSO_4 + 5(NH_4)_2S_2O_8 + 8H_2O \xrightarrow{AgNO_3} \rightarrow 2\,HMnO_4 + 5(NH_4)_2SO_4 + 7H_2SO_4$$

Acidul format este de culoare roşu-violet şi se poate fotometra la $\lambda = 522$ μm (filtru verde).

După metoda aceasta determinarea MnO se poate face fără o separare prealabilă a ionilor Mn^{2+} de Al^{3+}, Ca^{2+}, Mg^{2+}, deoarece aceştia nu au influenţă asupra colorării soluţiei. Ionii Fe^{2+} şi Fe^{3+} se găsesc în soluţie în cantitate mică, sub 1%, şi se pot complexa cu H_3PO_4 fără a se influenţa fotocolorimetrarea.

Catalizatorul folosit este Hg^+ şi de aceea este necesară folosirea H_2SO_4 pentru dizolvarea topiturii, HCl ar precipita ionii Ag^+. Trebuie evitată o atmosferă prea încărcată de HCl, care are influenţă nefavorabilă, tulburînd soluţia.

Pentru determinări cantitative se ridică o curbă de etalonare folosind soluţii de Mn^{2+} cu concentraţie cunoscută. Ca substanţă etalon se foloseşte $KMnO_4$ exact cîntărit la o balanţă analitică şi dizolvat în apă distilată acidulată cu H_2SO_4. Cantitatea de $KMnO_4$ se calculează astfel încît să se obţină o soluţie conţinînd 0,1 mg MnO la 1 ml soluţie. Soluţia aceasta trebuie decolorată (redusă la Mn^{2+}). Operaţia aceasta se poate face cu ajutorul mai multor substanţe reducătoare, de exemplu : SO_3[2] şi H_2O_2 [3]. S-a folosit H_2O_2 30%, obţinîndu-se după ecuaţia de mai jos o soluţie etalon incoloră, care trebuie păstrată într-un recipient din sticlă brună.

$$2\,HMnO_4 + 5\,H_2O_2 + 2\,H_2SO_4 = = 2\,MnSO_4 + 8\,H_2O + 5\,O_2$$

Ridicarea curbei de etalonare. Se cîntăresc 2,2280 g $KMnO_4$ la balanţă analitică pentru 1 000 ml soluţie. Se dizolvă în 300 ml apă distilată într-un pahar de 600 ml. Se adaugă 10 ml H_2SO_4cc ($d = 1{,}84$). Soluţia se încălzeşte şi se decolorează cu H_2O_2 30%, picătură cu picătură. Se fierbe două minute pentru a descompune excesul de H_2O_2. După ce se răceşte se duce la balon cotat de 1 000 ml şi se completează pînă la semn. 1 ml soluţie corespunde la 1 mg MnO. Aceasta este soluţia A, care se păstrează ca soluţie de bază pentru diluări ulterioare. Soluţia B : din balonul A se pipetează 100 ml şi se diluează la 1 000 ml în balon cotat. 1 ml soluţie B corespunde la 0,1 mg MnO.

Pentru etalonare se pregătesc din soluţia B 10 probe măsurînd cu biureta 1, 2, 3... 10 ml care se introduc în pahar de 150 ml. Se adaugă 50 ml apă distilată în fiecare pahar, cîte 1 ml $AgNO_3$ 1% şi 3 ml H_3PO_4 (1 : 1) şi o spatulă de $(NH_4)_2S_2O_8$. Se încălzeşte şi se menţine 5 min la 80°C. Se fierbe 1—2 min pentru a descompune $(NH_4)_2S_2O_8$ în exces. Probele se colorează în violet. Intensitatea culorii depinde de cantitatea de Mn^{2+} în soluţie. Pentru a evita oxidarea parţială a Mn^{2+} la Mn^{4+}, care se observă prin colorare în brun a soluţiei, se foloseşte $(NH_4)_2S_2O_8$ în exces.

Soluţia violetă din pahar se aduce la balon cotat de 100 ml şi după răcire se completează

pînă la semn. Se omogenizează. Se fotometrează la $\lambda = 522$ μm (filtru verde) față de apa distilată. Pentru lucru se poate folosi cuva de mărimea de 20 mm.

Datele obținute se înscriu într-o diagramă notîndu-se extincția pe ordonată și concentrația de MnO, în g/ml, pe abscisă (tabela 1).

Tabela 1

ml măsurați din soluția B	Concentrația calculată, g/ml	Extincția citită
1	0,001	0,045
2	0,002	0,100
3	0,003	0,152
4	0,004	0,198
5	0,005	0,252
6	0,006	0,300
7	0,007	0,358
8	0,008	0,402
9	0,009	0,440
10	0,010	0,490

Modul de lucru

Proba pregătită pentru analiza chimică după metoda sferturilor, trecută prin sita 009 STAS 1077—67, se usucă la 105—110°C timp de 2 h. Se răcește într-un exicator. Din proba astfel pregătită într-un creuzet de platină, adus în prealabil la masă constantă la temperatura de circa 1 100°C, se cîntărește, cu precizie de 0,0002 g, 1 g. Se calcinează pînă la greutatea constantă în cuptor electric sau la flacăra unui suflător pentru a determina pierderea la calcinare. După răcirea în exicator se recîntărește. După cîntărirea reziduului de calcinare se adaugă în creuzetul de platină 10 ml HNO_3 1 : 1 și 10 ml HF. Se acoperă creuzetul și se încălzește pe o plită acoperită cu azbest timp de 1 h, evitîndu-se fierberea. Se spală după aceasta capacul creuzetului cu puțină apă și se evaporă conținutul la sec. Reziduul se reia cu 10 ml HNO_3 (1 : 1) și se evaporă din nou la sec. Se repetă de trei ori. După ultima evaporare cu HNO_3 se calcinează creuzetul pînă la dispariția totală a vaporilor nitroși. Se calcinează în continuare pînă la greutatea constantă și se cîntărește după răcirea creuzetului în exicator. Din diferența de cîntărire se calculează conținutul de SiO_2. Impuritățile rămase în creuzetul de platină după evaporarea SiO_2 se topesc cu 5—6 g de $K_2S_2O_7$, se dizolvă cu H_2SO_4 10%, se aduce soluția obținută la balonul cotat de 500 ml. Din această soluție se iau 50 ml pentru determinarea MnO, se pun într-un pahar de 150 ml. Se adaugă 1 ml $AgNO_3$ 1% și 3 ml H_3PO_4 (1 : 1) și 3—4 g (o spatulă) de $(NH_4)_2S_2O_8$. Soluția se încălzește încet și se menține 5 min la 80°C. Soluția se colorează în violet. Se fierbe 2—3 min pentru a descompune excesul de $(NH_4)_2S_2O_8$ și se aduce la balon cotat de 100 ml, după răcire. Se completează la semn cu apă distilată. Se fotometrează, la 20°C, la $\lambda = 522$ μm (filtru verde) față de apa distilată. Se folosesc cuve de lungimea 20 mm.

Din curba de etalonare se citește concentrația corespunzătoare extincției obținute pentru probă. Conținutul procentual de MnO în materialul silicios se calculează după formula următoare:

$$\%MnO = \frac{C.r.V}{m} 100$$

unde:

- C este concentrația de MnO, în g/ml, citită pe curba de etalonare;
- r — raportul dintre volumul soluției din balonul cotat și volumul soluției luat pentru determinare;
- V — volumul balonului cotat în care s-a făcut colorarea probei;
- m — masa substanței cîntărite.

Metoda descrisă indică o cale rapidă și foarte sensibilă a determinării conținutului de MnO din materiale silica. După o etalonare se pot face foarte multe determinări păstrîndu-se condițiile menționate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Winter Francisc. *Chimia fizică a silicaților tehnici.* 1971.

[2] Demetrescu A., Tutoveanu A. și Ionescu M. *Analiza tehnică a minereurilor.* București, Ed. tehnică, 1966, p. 405—446.

[3] Neniţescu C. D. *Chimia generală.* București, Ed. didactică și pedagogică, 1972, p. 655.

O nouă tehnologie de transport a minereului de fier—sistemul Marconaflo

CZ 622.341.1 : 658.286

Folosirea hidrotransportului prin conducte pe distanţe lungi a minereului de fier constituie astăzi o tehnologie bine cunoscută şi avantajoasă din punct de vedere economic chiar şi acolo unde s-ar putea alege şi alte posibilităţi de transport.

În ultimii ani s-a dezvoltat însă o tehnologie şi mai avansată care extinde avantajele şi economicitatea manipulării solidelor sub formă de suspensii şi la încărcarea şi descărcarea navelor. Sub forma cea mai complexă acest sistem denumit Marconaflo, pus la punct de societatea Marcona Corporation, cuprinde următoarele faze :

— încărcarea în calele unei nave a minereului de fier adus prin hidrotransport de la mină ;

— decantarea minereului, drenarea şi evacuarea apei pentru asigurarea unui transport economic al navei ;

— descărcarea minereului din navă în portul de destinaţie prin folosirea hidromecanizării, respectiv a unor duze cu apă sub presiune amplasate pe fundul vasului ;

—deplasarea în continuare a minereului prin hidrotransport pînă la uzina de prelucrare.

Prima instalaţie importantă a intrat în funcţiune în martie 1970 cînd s-au livrat 41 000 t minereu de fier oţelăriei Oregon Steel Mills din Portland—Statele Unite.

Plecîndu-se de la constatarea că petrolierele erau mult mai mari decît cargourile de mărfuri în vrac, că operaţiunile de descărcare în porturi trebuie să dureze cît mai puţin (maximum 2 zile) şi că — neexistînd porturi moderne — vasele mari trebuie să ancoreze departe de mal, s-a ajuns la ideea sistemului denumit Marconalfo, descris mai sus.

Comportarea minereului în timpul transportului a constituit singura problemă care a ridicat suspiciuni şi care a fost urmărită experimental pe vase şi apoi pe un rezervor metalic de 90 t în laborator, căruia i s-au simulat condiţiile de mers ale navei. Ulterior, laboratorul s-a ocupat şi de alte probleme legate de transportul altor materiale în afară de minereul de fier precum şi de interacţiunea chimică dintre apă şi particula solidă transportată.

În figura 1 se arată fazele cele mai importante ale procesului tehnologic, legate de vas, căci aducerea şi îndepărtarea din şi spre uscat făcîndu-se prin hidrotransport nu prezintă elemente de noutate.

În faza I descărcarea tulburelii (la concentraţia necesară hidrotransportului) se face prin partea superioară, în principiu direct din conducte în rezervoarele vasului. În cele mai multe cazuri, cum ar fi de exemplu în portul San Nicolas din Peru (75 000 t capacitate) sau la Portland în Statul Oregon, apare însă şi necesitatea unor rezervoare tampon pe mal. În rezervor desigur minereul pînă să fie încărcat în vas se decantează şi se întăreşte. De aceea pentru a fi readus în stare de tulbureală la concentraţia dorită (cca. 70%) pe fundul depozitului sînt amplasate dispozitive rotative, care introduc apă sub presiune de circa 25 kg/cm^2.

În faza a II-a în timpul deplasării vasului se produce din nou o decantare şi întărire a minereului, concentraţia crescînd la 85% în portul de plecare şi ajungînd la 90% în portul de destinaţie, cu o densitate în vrac de circa 3,5 kg/dm^3. Apa decantată este evacuată în afara vasului pentru a nu fi transportată în mod inutil.

În faza a III-a, în portul de destinaţie, se reface tulbureala la concentraţia iniţială (cca. 70%) prin dispozitive similare cu cele din rezervoarele de pe uscat (faza I).

Fiecare compartiment este prevăzut cu mai multe asemenea dispozitive care funcţionează prin rotaţie. Sub acţiunea jetului de apă, care iese printr-un orificiu orizontal din capul dispozitivului, acesta începe să se învîrtească şi acţionează circular ca un stropitor de grădină.

Mişcarea circulară cu o viteză de rotaţie relativ mică se produce din presiunea apei. Masa de material întărit începe să se dărîme singură

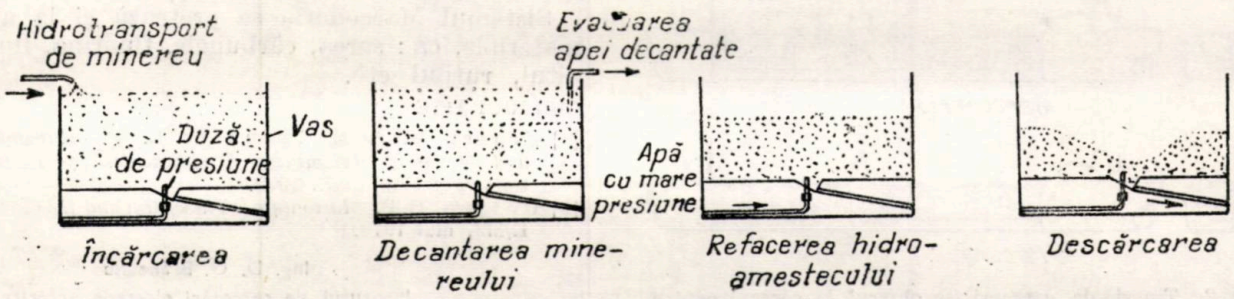


Fig. 1. Fazele sistemului Marconaflo.

în jurul dispozitivelor şi apa capătă numai rol de barbotare.

În faza a IV-a tulbureala realizată este evacuată prin partea inferioară a vasului, prin pompare în conductele spre uzina prelucrătoare care poate fi la o distanţă foarte mare de mal. O îndemînare rezultată din practica de lucru o constituie realizarea unei concentraţii constante de-a lungul întregii operaţii de descărcare.

Rezultă că vasele pentru sistemul Marconaflo sînt de construcţie specială, fiind prevăzute cu jeturi rotative şi pompe de evacuare, însă pot fi şi de tip mixt, adică să transporte concomitent şi alte produse, inclusiv cele petroliere.

Din descrierea fazelor de mai sus apar evidente o serie de avantaje ale sistemului Marconaflo şi anume :

— reducerea (care ajunge pînă la 90%) a costului încărcării şi descărcării, operaţiunile respective putînd fi integral automatizate;

— evitarea oricăror pierderi de material şi a poluării atmosferice;

— evacuarea tulburelii din vase făcîndu-se prin conducte, acestea pot fi ancorate la distanţe mari de ţărm acolo unde nici nu există puncte de acostare amenajate;

— amplasarea punctelor de descărcare (acolo se prevăd bazine similare ca la punctul de încărcare) se poate face în spaţii mai puţin preţioase ale porturilor adică nu pe cheiuri, ci undeva la o distanţă destul de mare, în spatele acestora;

— posibilitatea amplasării de uzine siderurgice oriunde pe coastă, nemaiexistînd subordonarea faţă de mijloacele de comunicaţie clasice, singurele instalaţii necesare fiind un ponton şi o conductă, căci tot echipamentul pentru descărcare este purtat de navă;

— curăţarea uşoară a vaselor de minereul rămas după descărcare, putîndu-se evita astfel orice pierdere de material transportat.

Pe baza rezultatelor obţinute, avantajul economic al sistemului Marconaflo constă într-o economie posibilă de 40% la investiţii în instalaţii de la mină la uzină, şi de peste 50%, la cheltuielile de exploatare.

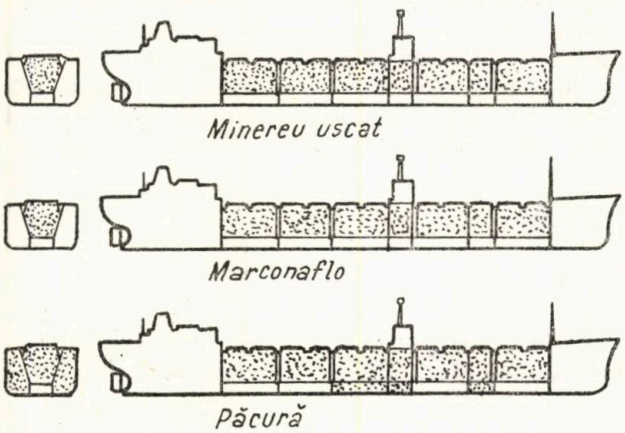


Fig. 2. Tipuri de cargouri (se observă la cargoul pentru Marconaflo suprafaţa dreaptă a minereului decantat).

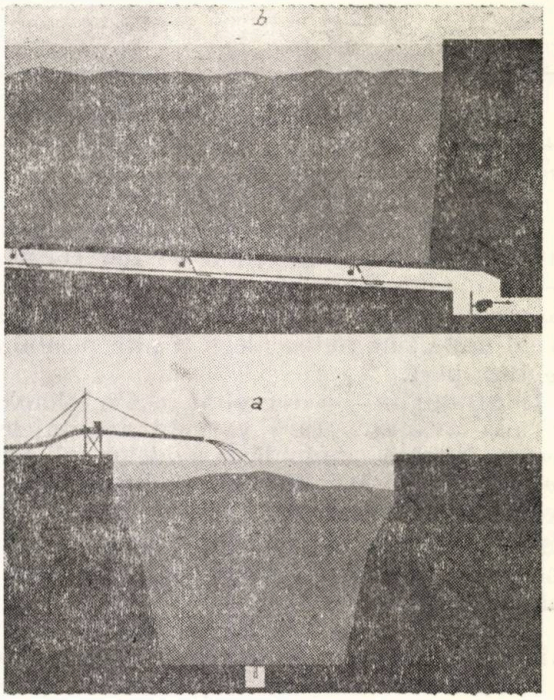


Fig. 3. Secţiune longitudinală şi transversală prin rezervorul tampon din portul San Nicolas (se observă pe fundul rezervorului dispozitivele rotative care introduc apa sub presiune pentru refacerea hidroamestecului după decantare).

În prezent Japonia este ţara care beneficiază cel mai mult de acest sistem, din cauza poziţiei sale subordonate faţă de ţările furnizoare ca Peru şi Australia.

Se mai pune problema folosirii titanomagnetitelor care se găsesc în multe plaje sau platforme continentale şi care au fost deja folosite la alimentarea furnalelor din Japonia. Cele mai mari rezerve de astfel de nisipuri feroase s-au descoperit în nordul Noii Zeelande şi încă din vara anului 1971 acest nisip concentrat a început să fie transportat cu vasele în Japonia prin sistemul Marconaflo.

În stadiul de proiect se află o instalaţie care urmează să valorifice zăcămîntul de minereu de fier de la Kudremukh din statul Mysore (India), transportul efectuîndu-se pe circa 60 km pînă la ţărmul mării la Mangalore. Din rezervorul amplasat aici tulbureala de minereu va ajunge prin conducte Ø 1 000 mm la vase ancorate în larg la 16 km distanţă.

Sistemul Marconaflo se pretează şi la alte materiale, ca : sarea, cărbunele, fluorina, ilmenitul, rutilul etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Fraser M. I. şi Connolly L. P. *Marconaflo and its use in new mineral developments.* The Innovator's Magazine, febr., 1972.

[2] Lutjen G. P. *Marconaflo — The system and the concept.* E/MJ, mai 1970.

Ing. D. O. Brăneanu
Institutul de cercetări electroenergetice şi pentru termoficare — INCENERG — Bucureşti

Considerații asupra comportării plastico-vîscoase a metalelor și aliajelor în timpul deformării

CZ 669.018 :539.374

Comportarea la deformare a materialelor plastico-vîscoase se poate analiza dacă se ia ca bază materialele ideal plastice și ideal vîscoase [1], [2].

Materialele ideal plastice se consideră acelea care admit deformații permanente mari și posedă următoarele particularități :

— În procesul deformării permanente au loc schimbări structurale, din care cauză rezistența la deformare depinde de mărimea gradului de deformare (fig. 1, *a*).

— Rezistența la deformare nu depinde de viteza de deformare (fig. 1, *b*).

— Presiunea hidrostatică nu influențează asupra rezistenței la deformare (fig. 1, *c*).

Materialele ideal vîscoase sînt acelea care admit deformații permanente mari și posedă următoarele particularități :

— În procesul deformării permanente nu au loc schimbări structurale din care motiv rezistența la deformare a materialului rămîne neschimbată în cursul deformării (fig. 2, *a*).

— Rezistența la deformare este influențată de viteza de deformare (fig. 2, *b*).

— Presiunea hidrostatică influențează sensibil rezistența la deformare (fig. 2, *c*).

Metalele și aliajele sînt materiale plastico-vîscoase. În funcție de condițiile de deformare (temperatură, presiune hidrostatică etc.) ele pot avea însușiri mai pronunțat plastice sau mai pronunțat vîscoase.

Cunoașterea poziției în care se plasează un metal sau aliaj între cele două extreme ideale (plastic-vîscos) ar fi de un real folos pentru o mai adîncă studiere și dirijare a curgerii metalului în matriță, a dimensionării matrițelor, a alegerii utilajului adecvat etc. Comportarea plastico-vîscoasă fiind influențată de mulți factori variabili se caută a se stabili indici pentru parametrii de bază ai deformării.

Temperatura. Pe baza rezultatelor experimentale s-a putut constata că dacă deformarea se face la temperaturi mai joase decît acelea la care ar putea avea loc recristalizarea, atunci metalul sau aliajul se comportă mai pronunțat ca material plastic. Dacă deformarea se face la temperaturi la care recristalizarea este prezentă cu o intensitate suficient de mare, atunci metalele și aliajele primesc și însușiri vîscoase destul de pronunțate [2].

Urmărindu-se variația rezistenței grăunților și a marginilor lor cu temperatura, aceasta

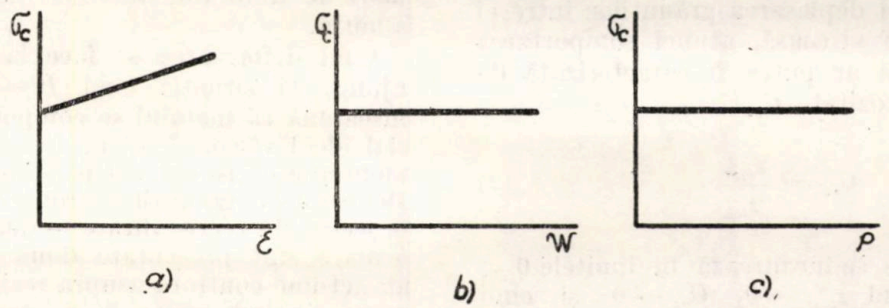


Fig. 1. Variația schematică a rezistenței la deformare σ_c cu gradul de deformare ε, viteza de deformare w și presiunea hidrostatică p, pentru materiale plastice.

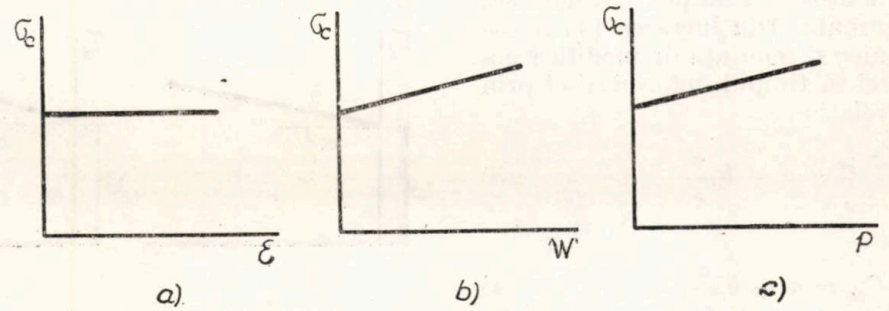


Fig. 2. Variația schematică a rezistenței la deformare σ_c cu gradul de deformare ε, viteza de deformare w și presiunea hidrostatică p, pentru materiale vîscoase.

are loc — schematic — ca în figura 3 [3] (considerîndu-se că deformarea se face cu viteză mică). Din figură reiese că pînă la aproximativ 0,55 T_{top} (T_{top} fiind temperatura de topire a metalului sau a aliajului considerat) $\sigma_{gr} < \sigma_{mgr}$

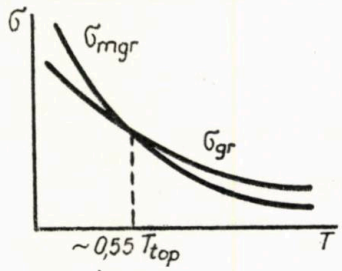


Fig. 3. Variaţia schematică a rezistenţei grăunţilor σ_{gr} şi a marginilor grăunţilor σ_{mgr} cu temperatura.

şi peste 0,55 T_{top}, $\sigma_{gr} > \sigma_{mgr}$ (σ_{gr} fiind rezistenţa la deformare a grăunţilor şi σ_{mgr} — rezistenţa la deformare a marginilor grăunţilor). Dacă se scrie că :

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{gr} + \varepsilon_{mgr} \qquad (1)$$

unde

ε_{tot} este gradul de deformare total ;
ε_{gr} — gradul de deformare dat de deformarea grăunţilor ;
ε_{mgr} — gradul de deformare dat de deplasarea grăunţilor între ei,

atunci se poate aprecia că pînă la 0,55 T_{top} $\sigma_{gr} < \sigma_{mgr}$, deci $\varepsilon_{mgr} \to 0$, iar peste această temperatură $\sigma_{gr} > \sigma_{mgr}$, deci $\varepsilon_{mgr} > 0$.

Apreciind deformarea grăunţilor ca o deformare plastică şi deplasarea grăunţilor între ei ca o deformare vîscoasă, atunci comportarea plastico-vîscoasă ar putea fi caracterizată de indicele de viscozitate $C_{v\varepsilon}$.

$$C_{v\varepsilon} = \frac{\varepsilon_{mgr}}{\varepsilon_{tot}} \qquad (2)$$

a cărui valoare se încadrează în limitele $0 < C_{v\varepsilon} < 1$ (cînd $\varepsilon_{mgr} \to 0$, $C_{v\varepsilon} \to 0$ şi cînd $\varepsilon_{gr} \to 0$, $C_{v\varepsilon} \to 1$).

Măsurarea gradelor de deformare ε_{gr} şi ε_{mgr} nu este o operaţie uşoară şi nu poate fi indicată ca o încercare curentă. Din lucrarea [4] reiese că între acest indice şi tendinţa de modificare a lungimii epruvetei în timpul deformării ei prin răsucire există relaţia :

$$\frac{\varepsilon_{mgr}}{\varepsilon_{tot}} = a + b\frac{\sigma}{\tau} \qquad (3)$$

sau

$$C_{v\varepsilon} = a + b\frac{\sigma}{\tau} \qquad (4)$$

unde a şi b sînt constante ;

σ şi τ sînt eforturile axial şi tangenţial determinate prin încercarea de răsucire.

Raportul $\frac{\sigma}{\tau}$ se poate stabili uşor prin încercarea de răsucire, valoarea acestuia, pentru materiale uzuale, variază în limitele $-0{,}05 < \frac{\sigma}{\tau} < 0{,}35$. Prin compararea rezultatelor obţinute prin încercarea de răsucire cu cele de fluaj se poate aproxima că $a \approx 0{,}1$ şi $b \approx 2$ [2], [3].

Gradul de deformare. Dacă se ia ca bază variaţia (schematică) a rezistenţei la deformare σ_d cu gradul de deformare ε_p ca în figura 4, *a* şi se scrie relaţia :

$$\sigma_d \approx \sigma_c + D\varepsilon_p \qquad (5)$$

în care σ_c este rezistenţa la deformare la începutul deformării ;
D — modulul de ecruisare ($D = \text{tg}$),

atunci se poate aprecia că pentru $D = 0$, materialul este ideal vîscos şi pentru $D = D_{max}$ materialul este ideal plastic. Comportarea mai pronunţat plastică sau mai pronunţat vîscoasă a materialului deformat este caracterizată de mărimea modulului de ecruisare D.

S-a observat că cu creşterea gradului de deformare ε_p modulul de ecruisare D scade (fig. 4, *b*). Deci, în timpul deformării, există tendinţa accentuării curgerii vîscoase. Această tendinţă poate fi o consecinţă a acumulării în reţeaua cristalină a unui număr crescînd de dislocaţii, deci trecerea unui număr tot mai mare de atomi din starea cristalină spre starea amorfă.

Cînd deformarea se face la cald se poate ajunge la situaţia cînd $D \to 0$. Aceasta nu înseamnă că metalul se comportă ca un material ideal vîscos. Deşi în această stare $D \to 0$, metalul are însuşiri atît plastice, cît şi vîscoase. Deformarea grăunţilor produce ecruisare, iar procesul de recristalizare — dezecruisare. Prin urmare sînt prezentate două fenomene, care au acţiune contrară asupra rezistenţei la deformare şi cînd ajung la o stare de echilibru dinamic $D = 0$. În acest caz special deşi metalul are însuşiri plastico-vîscoase, mărimea

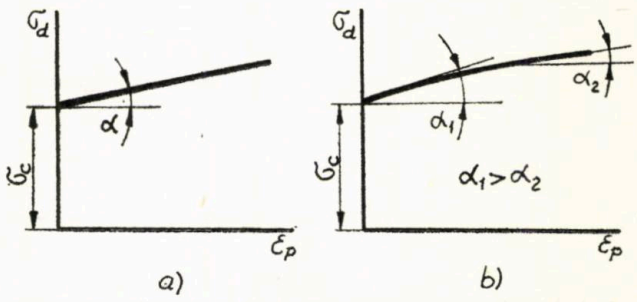


Fig. 4. Variaţia schematică a rezistenţei la deformare cu gradul de deformare.

rezistenței la deformare nu depinde atît de gradul de deformare, cît de viteza de deformare.

Viteza de deformare. Dacă se ia în considerare curgerea vîscoasă și se pornește de la relația :

$$v = \sqrt{2gh} \tag{6}$$

în care se introduc notațiile : $h = \frac{p}{\rho}$ (p fiind presiunea și ρ — densitatea materialului) și $\frac{2g}{\rho} = A^2$ se poate scrie:

$$v_1 = A\sqrt{p_1} \quad \text{și} \quad v_2 = A\sqrt{p_2} \tag{7}$$

sau

$$\frac{p_1}{p_2} = \left(\frac{v_1}{v_2}\right)^2$$

Considerînd că ceilalți factori ai deformării rămîn constanți și că relația se aplică la metale și aliaje care au atît proprietăți plastice, cît și proprietăți vîscoase, relația (7) poate fi scrisă astfel :

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \left(\frac{w_2}{w_1}\right)^m \tag{8, a}$$

sau

$$\sigma_2 = \sigma_1\left(\frac{w_2}{w_1}\right)^m \tag{8, b}$$

unde : σ_1 este rezistența la deformare pentru viteza w_1 ;
σ_2 — rezistența la deformare pentru viteza w_2 ;
m — exponentul care caracterizează viscozitatea materialului (relație cunoscută în literatura despecialitate).

Dacă $m = 0$ atunci $\sigma_2 = \sigma_1$, deci materialul supus deformării este ideal plastic. Dacă $m = 2$ atunci materialul este ideal vîscos. Pentru metale și aliaje uzuale încercările experimentale arată că $0 < m < 0{,}3$ ($m \to 0$, pentru temperaturi joase, și $m \to 0{,}3$, pentru temperaturi ridicate de deformare, în lipsa presiunii hidrostatice).

Repartiția eforturilor principale pe cele trei direcții. Considerînd un material ideal vîscos, conform principiului lui Pascal, presiunea exercitată asupra lui se transmite uniform în toate direcțiile, deci :

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 \tag{9}$$

În cazul metalelor și aliajelor, pornindu-se de la valabilitatea prezenței deformațiilor elastice în timpul deformării plastice și folosindu-se relațiile :

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{E}[\sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)]$$

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E}[\sigma_2 - \nu(\sigma_1 + \sigma_3)] \tag{10}$$

$$\varepsilon_3 = \frac{1}{E}[\sigma_3 - \nu(\sigma_1 + \sigma_2)]$$

în care ε_1, ε_2 și ε_3 sînt deformațiile principale ;
σ_1, σ_2 și σ_3 — eforturile normale principale ;
E — modulul de elasticitate ;
ν — coeficientul lui Poisson,

se poate deduce (aproximîndu-se că $\varepsilon_1 \approx \varepsilon_2 \approx \varepsilon_3 \approx 0$) că

$$\sigma_2 \approx \sigma_3 \approx \frac{\nu}{1-\nu}\sigma_1 \tag{11}$$

Deoarece la metale și aliaje $\nu \approx 0{,}33$ (în stare rece și în lipsa unei presiuni hidrostatice), din relația (11) rezultă că :

$$\sigma_2 \approx \sigma_3 \approx \frac{\sigma_1}{2} \tag{12}$$

Comparînd relația (9) cu relația (11) rezultă că ele ar putea fi echivalente pentru $\nu = 0{,}5$. Deci aplicînd relația (11) coeficientul lui Poisson poate caracteriza comportarea plastică sau vîscoasă, în funcție de valoarea lui ν($\nu \to 0{,}3$ pentru materiale ideal plastice și $\nu \to 0{,}5$ pentru materiale ideal vîscoase).

Dacă se aplică ecuația de plasticitate de forma :

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_c \text{ sau } \sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_c \tag{13}$$

reiese că σ_2 și σ_3 cresc prin creșterea lui σ_1, păstrînd o diferență constantă. Scriind, pe baza relațiilor (13), că

$$\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_1 - \sigma_c \tag{14}$$

și exprimînd pe σ_1 în funcție de σ_c astfel

$$\sigma_1 = n\sigma_c \tag{15}$$

relația (14) poate fi scrisă astfel

$$\sigma_2 = \sigma_3 = (n-1)\sigma_c \tag{16}$$

Comparînd relația (16) cu relația (11) rezultă că pentru $n \geqslant 2$; $\nu \geqslant 0{,}33$. Prin creșterea

mărimii n, deci a eforturilor σ_1, σ_2 și σ_3 materialele tind spre o comportare vîscoasă tot mai accentuată.

Dacă relația (11) și relația (14) se scriu sub forma combinată

$$\sigma_2 = \sigma_3 = \frac{\nu}{1-\nu} n\sigma_c = (n-1)\,\sigma_c \quad (17)$$

rezultă că

$$\frac{n-1}{n} = \frac{\nu}{1-\nu}$$

sau

$$\nu = \frac{n-1}{2n-1} \quad (18)$$

Variația lui ν cu n este arătată în figura 5. Din această figură reiese că în domeniul $n = 2 \ldots 6$, ν crește destul de accentuat.

Presiunea hidrostatică. Pentru a lua în considerare influența presiunii hidrostatice asupra rezistenței la deformare, cu o oarecare aproximație [5], se poate scrie relația :

$$\sigma_d = \sigma_0 + C_{vp}\,(p_d - p_0) \quad (19)$$

în care σ_d este rezistența la deformare la presiune p_d ;

σ_0 — rezistența la deformare la presiune p_0 ;

C_{vp} — coeficientul care caracterizează viscozitatea materialului deformat.

Dacă în relația (19) $C_{vp} \to 0$, atunci materialul se comportă ca un material ideal plastic, iar dacă $C_{vp} \to C_{vp\,max}$, atunci materialul se comportă ca un material ideal vîscos.

Din datele prezentate rezultă :

— La deformarea la rece și în lipsa presiunilor hidrostatice, metalele și aliajele se comportă la deformare ca și materialele plastice. Datorită prezenței dislocațiilor, metalele și aliajele prezintă și urme de curgere vîscoasă chiar și la deformarea la rece. Prin creșterea gradului de deformare la rece (deci a numărului de dislocații), tendința comportării vîscoase crește.

— La deformare la cald și în prezența presiunilor hidrostatice mari tendința comportării vîscoase a metalelor și aliajelor crește foarte pronunțat. Comparînd variația lui ν cu n (fig. 5) rezultă că curgerea plastică poate fi luată ca bază numai la operațiile de forjare liberă și matrițări simple la care $n \leqslant 2$. Pentru operații de matrițare cu bavură, matrițare închisă și mai ales la operațiile de extrudare la care $n > 3$ caracterul curgerii vîscoase apare pronunțat și studiile asupra deformării făcute numai pe baza curgerii plastice pot da erori mari.

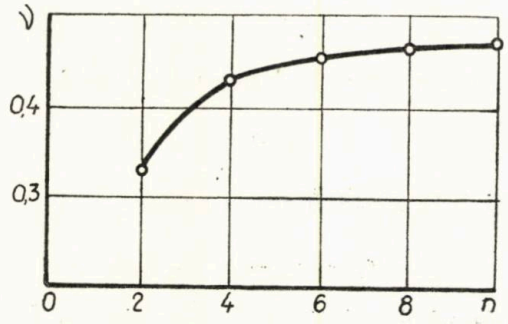


Fig. 5. Variația coeficientului υ cu coeficientul n.

— Comportarea plastico-vîscoasă poate fi caracterizată prin mai mulți indici (C_{vz}, D, m, ν și C_{vp}). Pentru a se putea studia deformarea metalelor și aliajelor în matrițe atît după legile curgerii plastice, cît și după legile curgerii vîscoase (care sînt mai puțin studiate în cazul metalelor), între indicii de mai sus trebuie făcute legături de echivalență, atunci cînd condițiile concrete de deformare diferă de cele pe model.

— Pentru caracterizarea comportării plastico-vîscoase se propune indicele m, stabilit prin răsucire la două viteze diferite, folosindu-se ca bază relația (8) sub forma :

$$m = \frac{\log \cdot M_1 - \log \cdot M_2}{\log \cdot n_1 - \log \cdot n_2} \quad (20)$$

în care M_1 este momentul de răsucire maxim înregistrat la deformarea cu turația n_1 ;

M_2 — momentul de răsucire maxim înregistrat la deformarea cu turația n_2.

Luîndu-se ca bază indicele m se va stabili coeficienții de corecție a rezistenței la deformare în funcție de unii factori geometrici care definesc mărimea absolută a eforturilor σ_1, σ_2 și σ_3 la fiecare tip de deformare în parte (ex. : $C = f\left(m, \frac{D}{d}\right)$ la extrudarea directă a profilelor rotunde, $C = \varphi\left(m, \frac{D_p}{h_b}\right.$ la matrițarea cu bavură a pieselor rotunde etc.$\left.\right)$.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gubkin S. I. și alții. *Osnovî teorii obrabotki metallov davleniem.* Mașghiz, 1959.

[2] Drăgan I. *Contribuții la studiul deformabilității la cald a metalelor și aliajelor prin metoda torsiunii.* Disertație, I.P. Cluj, 1965.

[3] Dorn E. J. *Mechanicăl behaviour of materiăls at elevated temperatures.* McGrow — Hill Book Co, 1961.

[4] Drăgan I. *Unele aspecte legate de apariția forței axiale în epruvetele deformate la cald prin torsiune.* Metalurgia, nr. 2, 1968.

[5] Bridgman W. P. *Studies in large plastic flow and fracture.* McGrow—Hill Book Co, 1952.

Prof. dr. ing. I. Drăgan
Institutul politehnic — Cluj

Realizări noi în domeniul laminoarelor de benzi late la cald (II)

CZ 621.771.23.016.2

În prima parte a lucrării [1] s-a analizat stadiul general de dezvoltare a laminoarelor de benzi late la cald, sortimentele de produse, materia primă, cuptoarele de încălzire, tipul şi componenţa laminoarelor.

Caracteristicile şi elementele constructive ale laminoarelor moderne. Elementul de bază care determină direct sau indirect caracteristicile laminoarelor de benzi late la cald este greutatea unitară a rulourilor, adică greutatea totală raportată la lăţime.

După ce, în 1961, o dată cu punerea în funcţiune a laminorului de 2 030 mm de la Great Lakes s-a realizat un salt brusc al greutăţii unitare de la maximum 10—12 la circa 18 kg/mm deschizînd generaţia a doua a laminoarelor de benzi, în ultimii trei ani au fost puse în funcţiune în Japonia laminoare din generaţia a treia, avînd greutăţi unitare a rulourilor în etapa finală pînă la circa 35 kg/mm (Mizushima,Fukuyama, Kimitsu, Oita); în prezent sînt în funcţiune laminoare din generaţia a treia şi în Europa (Bremen, Taranto, Fos-sur-Mer).

Paralel cu greutatea unitară a crescut şi greutatea totală a rulourilor — deci şi a sleburilor — pînă la circa 45 t, iar pentru realizarea reducerii necesare totale, numărul trecerilor s-a mărit la 12—16, rezultînd în mod corespunzător numărul cajelor în cazul laminoarelor continue.

În scopul realizării unei temperaturi finale adecvate de laminare şi tolerante corespunzătoare, timpul de laminare la trenul finisor nu trebuie să depăşească o anumită valoare (pe baza experienţei actuale 90—120 s), ceea ce a dus la mărirea continuă a vitezei finale de laminare pînă la 30 m/s şi peste (Bremen —36,2 m/s, în etapa finală).

Drept consecinţă a vitezelor ridicate, a greutăţii unitare mari a rulourilor, precum şi a lungimii mari a tăbliei, puterea instalată a motoarelor principale a crescut considerabil, la cele mai noi laminoare fiind de 150 000—200 000 CP şi peste (Bremen — 220 000 CP, în etapa finală).

În mod corespunzător cu mărirea vitezei şi a greutăţii sleburilor a crescut şi capacitatea de producţie, toate laminoarele de tip continuu sau treisferturi — continuu din generaţia a doua avînd capacităţi de peste 3 mil. t/an, iar cele mai moderne laminoare au capacităţi de 5—6 mil. t/an. În privinţa producţiei realizabile este caracteristic exemplul laminorului de 2 135 mm de la Gary, care la mai puţin de un an de la punerea în funcţiune a realizat într-un schimb 7 250 t. Acest exemplu este cu atît mai semnificativ, cu cît laminorul de la Gary are o capacitate de încălzire de 1 220 t/h (faţă de peste 1 500 t/h la laminoarele din generaţia a treia în etapa finală), iar viteza maximă de laminare este de numai 21,4 m/s.

Pentru a ilustra evoluţia laminoarelor de benzi late la cald în ultimii 20—25 de ani, în figura 1 a fost reprezentată variaţia greutăţii unitare

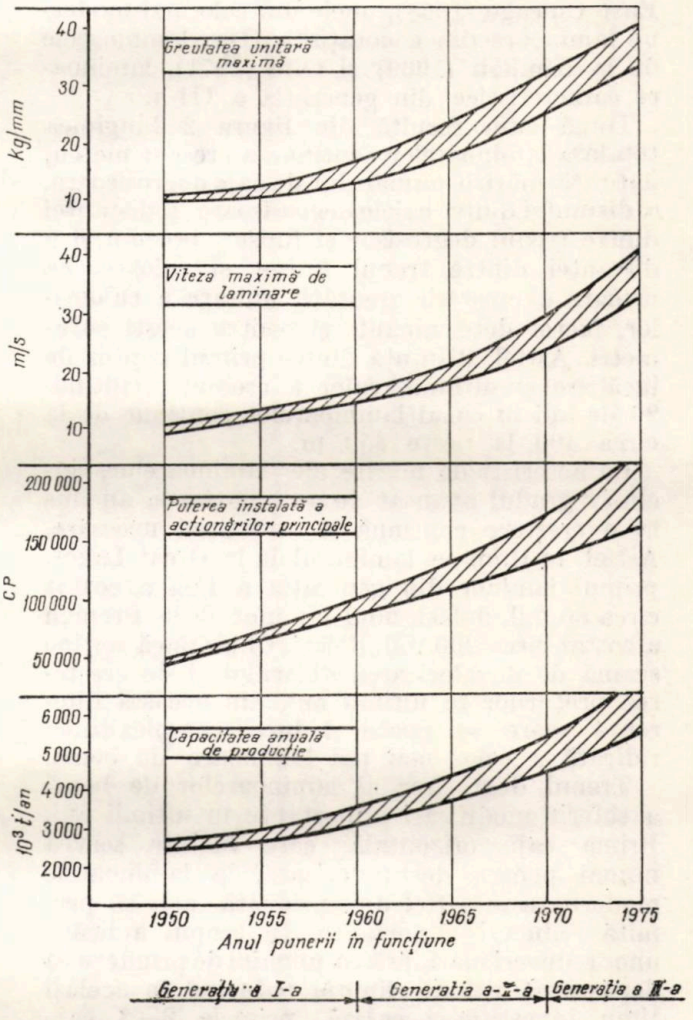


Fig. 1. Evoluţia caracteristicilor principale ale laminoarelor de benzi late la cald.

a rulourilor, a vitezei maxime de laminare, a puterii instalate, a acţionărilor principale şi a capacităţii de producţie în această perioadă. Desigur delimitările în ceea ce priveşte graniţele dintre generaţii nu sînt rigide, construindu-se laminoare cu caracteristici mai puţin ridicate şi în prezent (în special în ţările mai puţin avansate). Se menţionează că în diagramele din figura 1 s-au trecut valorile aferente etapelor finale de dezvoltare a laminoarelor cu caracteristicile cele mai ridicate din perioada respectivă. Curbele de creştere ale caracteristicilor au fost reprezentate ca linii continue; în realitate trecerea de la o generaţie la alta s-a făcut prin salturi (în special de la generaţia I la a II-a).

În figura 2 au fost reprezentate componenţele cîtorva laminoare de benzi late care caracterizează evoluţia acestor laminoare în ultimii 20 de ani şi anume: laminorul de la Fairless (1953), cel mai modern laminor din generaţia I; laminorul de la Great Lakes-Ecorse (1961), primul laminor din generaţia a II-a; laminoarele de la Gary (1967), Middletown (1968) şi East Chicago (1968), unele din cele mai moderne laminoare din generaţia a II-a; laminoarele de la Kimitsu (1969) şi Oita (1971), laminoare caracteristice din generaţia a III-a.

După cum rezultă din figura 2 lungimea totală a laminoarelor continue a crescut mereu, datorită măririi numărului de caje degrosisoare, a distanţei dintre cajele degrosisoare, a distanţei dintre trenul degrosisor şi finisor, precum şi a distanţei dintre trenul finisor şi ruloare, ca urmare a creşterii greutăţii unitare a rulourilor, factor determinant şi pentru aceşti parametri. Astfel, distanţa dintre primul cuptor de încălzire şi ultimul rulor a crescut în ultimii 20 de ani în cazul laminoarelor continue de la circa 400 la peste 650 m.

Caracteristicile mărite ale laminoarelor, inclusiv gradul avansat de automatizare, au dus la o creştere continuă a investiţiei necesare. Astfel, în timp ce laminorul de la Great Lakes, primul laminor din generaţia a II-a a costat circa 80 mil. dolari, noul laminor de la Bremen a costat circa 200 mil. dolari. Chiar dacă se ţine seamă de devalorizarea dolarului şi de creşterea preţurilor în ultimii ani, din această diferenţă mare se poate deduce complexitatea ridicată a celor mai noi laminoare de benzi.

Trenul degrosisor al laminoarelor de benzi a suferit modificări importante în ultimii ani. Prima cajă orizontală, care înainte servea numai pentru desţunderizare, la laminoarele moderne este astfel dimensionată încît să permită reduceri importante. În scopul aplicării unor reduceri mari, fără ca unghiul de prindere să depăşească valorile limită, reducînd în acelaşi timp investiţia necesară, primele 2—3 caje degrosisoare ale laminoarelor continue sînt de tip duo, avînd cilindrii cu diametrul foarte mare (1 220—1 320 mm şi chiar 1 420 mm la Fos). Ultimele 2—4 caje degrosisoare sînt de tip cvarto (diametrul cilindrilor de lucru 965—1 170 mm, diametrul cilindrilor de sprijin 1 525—1 630 mm) pentru a asigura rigiditatea necesară obţinerii unui semifabricat cu variaţii mici de grosime.

Uneori 1—3 caje degrosisoare (primele) se prevăd cu cîte două treceri; cajele sînt nereversibile, trecerile se fac în acelaşi sens, iar între cele două treceri materialul este adus înapoi numai cu ajutorul căilor cu role fie prin ridicarea lor deasupra nivelului cilindrului inferior de lucru, fie prin coborîrea acestuia. În felul acesta se poate reduce numărul cajelor degrosisoare (respectiv laminorul poate lucra şi în cazul scoaterii din funcţiune a unei caje), sau la acelaşi număr de caje se poate mări numărul trecerilor. Astfel, laminorul de 2 030 mm de la Inland deşi are şase caje orizontale degrosisoare a fost prevăzut cu posibilitatea efectuării a două treceri la primele două caje. Se menţionează însă că efectuarea a două treceri la aceeaşi cajă se aplică rar, iar la laminoarele noi se preferă mărirea numărului de caje (laminoarele de la Kimitsu şi Taranto au fost prevăzute cu şapte caje degrosisoare în etapa finală).

O soluţie complet nouă a fost aplicată la laminorul de 2 135 mm de la Gary, prin amplasarea la distanţă mică a ultimelor două caje degrosisoare. Această soluţie, prevăzută ulterior şi la alte laminoare, are avantajul micşorării lungimii halelor şi a căilor cu role, precum şi a căderii de temperatură în timpul laminării, necesită însă la una din caje motor de curent continuu şi reglarea foarte precisă a vitezelor ţinînd seamă că laminarea continuă în cele două caje se face la o grosime mare a materialului. Probabil că în viitor această soluţie se va extinde la un număr mai mare de caje degrosisoare, avantajele respective devenind astfel şi mai importante.

Greutatea unitară ridicată a rulourilor, deci şi lungimea mare a materialului, impune mărirea vitezei de laminare la trenul degrosisor, pentru a limita timpul de laminare şi căderea de temperatură. Astfel, laminoarele noi au fost prevăzute cu viteze pînă la circa 5 m/s la ultima cajă degrosisoare. Vitezele mărite de laminare, reducerile mari şi productivităţile ridicate ale laminoarelor noi necesită puteri mari pentru motoarele principale de acţionare; puterea motoarelor a crescut pînă la 16 000 CP (la ultima cajă degrosisoare), astfel că puterea totală a acţionărilor principale pentru trenul degrosisor a ajuns la 70 000—80 000 CP (în etapele finale de dezvoltare a laminoarelor respective).

Toate laminoarele sînt prevăzute cu caje verticale de desţunderizare (amplasate după cuptoarele de încălzire) şi cu caje (sau cilin-

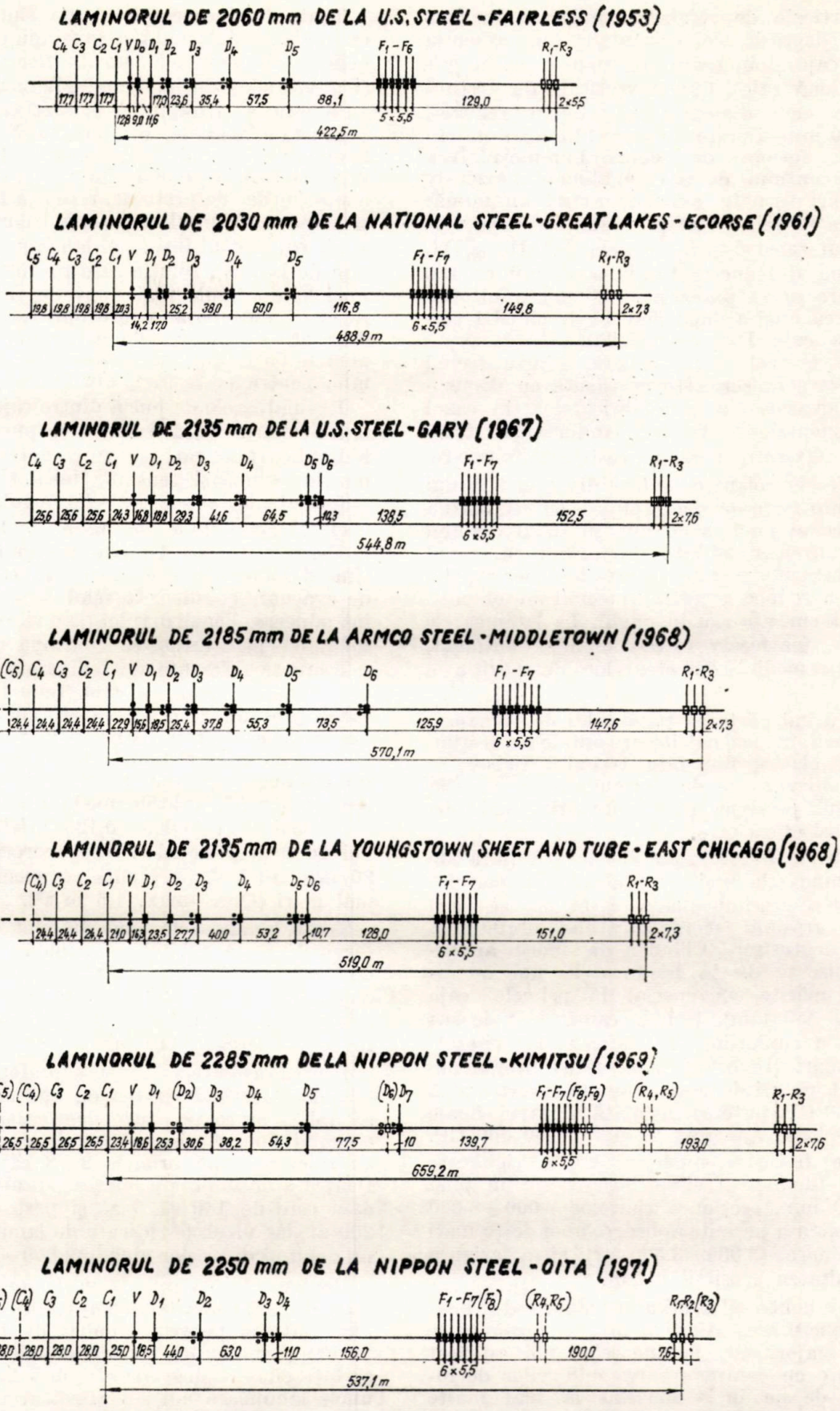


Fig. 2. Componența unor laminoare caracteristice de benzi late la cald;
C – cuptor; *V* – cajă verticală de desțunderizare; *D* – cajă degrosisoare; *F* – cajă finisoare; *R* – rulor.

dri) verticale de refulare amplasate în fața cajelor degrosisoare orizontale (cu excepția primei caje și în cazuri rare cu excepția primelor două caje). Cajele verticale de desțunderizare sînt dimensionate pentru reduceri mari (50 mm și peste) în scopul limitării numărului de formate de sleburi. Laminorul trei-sferturi-continuu de la Oita, alimentat exclusiv cu sleburi turnate continuu avînd un număr redus de lățimi, a fost prevăzut cu caje verticale puternice și în fața cajelor D2, D3 și D4, permițînd o reducere totală a lățimii cu 150 mm, care se va putea mări și mai mult prin adăugarea unei a doua perechi de cilindri verticali la caja D2 (reversibilă).

Calea cu role intermediară, dintre trenul degrosisor și finisor, este prevăzută cu dispozitiv de evacuare a semifabricatelor, în cazul deranjamentelor și, la unele laminoare, cu foarfece de divizare pentru aceste semifabricate.

Foarfecele volant de șutare din fața trenului finisor are forțe de tăiere pînă la 650 tf, putînd tăia grosimi pînă la 60 mm în cazul oțelului carbon (Bremen) și este sincronizat cu trenul finisor pentru a permite șutarea ambelor capete. Pentru a reduce șocurile în trenul finisor cuțitele sînt curbate sau în unghi. La laminoarele moderne foarfecele este comandat automat, prin intermediul detectoarelor de poziție a benzii.

Pentru îndepărtarea țunderului de pe suprafața benzii, în locul cajelor orizontale de desțunderizare clasice din fața trenului finisor se folosesc dispozitive de desțunderizare cu role și apă sub presiune, care la investiții mai mici au aceeași eficacitate.

Trenurile finisoare au 7 — 9 caje (față de 6 la laminoarele mai vechi), ceea ce permite micșorarea grosimii finale a benzii și (sau) mărirea grosimii semifabricatului obținut la trenul degrosisor. Cilindrii de lucru ai cajelor finisoare de la laminoarele noi au diametre mărite, în special la primele caje (pînă la 850 mm), ținînd seamă de valoarea ridicată a cuplurilor de laminare, iar vitezele foarte mari și accelerarea trenului finisor au determinat puteri ale motoarelor de acționare pînă la 16 000 CP, puterea instalată în etapele finale de dezvoltare ajungînd la peste 100 000 CP.

Cajele finisoare moderne au o rigiditate ridicată (diametrul cilindrilor de sprijin pînă la 1 700 mm, secțiunea cadrelor 7 000—8 000 cm^2) pentru a permite aplicarea unor forțe mari de laminare (3 000—3 500 tf) și a asigura uniformitatea grosimii benzii.

Pentru controlul profilului transversal al benzii și micșorarea diferențelor de grosime pe lățime majoritatea laminoarelor noi au fost prevăzute cu contracurbarea cilindrilor de lucru sau de sprijin la una sau la mai multe caje finisoare.

Toate laminoarele moderne sînt prevăzute cu reglarea automată a grosimii pe lungimea benzii prin comanda șuruburilor de presiune și a vitezelor de laminare. Metoda de reglare automată a grosimii se bazează pe măsurarea indirectă a acesteia, prin intermediul forței de laminare (sistemul „gagemeter"). Pe lîngă soluția clasică, constînd din reglarea automată a șuruburilor de presiune, recent a fost aplicată și reglarea hidraulică a cilindrilor în timpul laminării (trenul finisor al laminorului de 2 285 mm de la Fos), soluție care prezintă avantajul unei viteze mult mai mari de răspuns. Prin reglarea automată a grosimii se pot obține diferențe de grosime de maximum 0,025 mm, pentru 95% din lungimea benzii, și de 0,05 mm, pentru peste 97% din lungimea benzii.

Regulatoarele de buclă dintre caje sînt acționate electric (fără reductor), pneumatic sau hidraulic (mai rar) și se caracterizează prin inerție redusă și tensiune mică și constantă, independent de poziția rolei regulatorului.

O caracteristică de bază a laminoarelor moderne este accelerarea trenului finisor în timpul laminării, sincronizat cu calea cu role de evacuare și rulor. În felul acesta se asigură introducerea benzii în rulor (la o viteză de 10—12 m/s), iar prin creșterea continuă a vitezei se micșorează diferența de temperatură între capetele benzii, ceea ce contribuie la uniformitatea grosimii și a caracteristicilor mecanice. La vitezele efective realizate în practică (pînă la circa 20 m/s), sistemele de accelerare au fost dimensionate pentru accelerații maxime de circa 0,5 m/s^2, valorile medii fiind în general mult mai mici (0,025—0,125 m/s^2). Cele mai noi laminoare, avînd viteze teoretice pînă la 30 m/s, au fost prevăzute cu accelerații mult mai mari (Oita—max. 1,5 m/s^2).

Toate laminoarele moderne sînt echipate cu dispozitive de schimbare rapidă a cilindrilor de lucru la ultimele caje degrosisoare și la toate cajele finisoare; în felul acesta se poate realiza schimbarea cilindrilor de lucru la întregul tren finisor în circa 5—10 min.

Pentru asigurarea unei suprafețe curate a benzilor, desțunderizarea cu apă sub presiune se aplică la toate cajele degrosisoare, în fața trenului finisor (dispozitivul de desțunderizare cu role) și după primele 2—3 caje finisoare. Pentru a obține o eficacitate ridicată presiunea apei este de 140—175 at și peste (Granite — 200 at), iar vitezele ridicate de laminare impun un debit al pompelor pînă la 2 000—2 500 m^3/h.

Pentru răcirea cilindrilor se folosesc debite mari de apă (pînă la 10 000 m^3/h), cu presiune mai ridicată pentru cilindrii de lucru (circa 20 at) și mai mică pentru cilindrii de sprijin și toți cilindri degrosisori (pînă la 5 at). La unele laminoare noi s-a prevăzut răcirea controlată a benzii între cajele finisoare în scopul

asigurării temperaturii necesare la sfîrşitul laminării (Oita).

La unele laminoare au fost prevăzute hote de absorbţie la ultimele caje finisoare pentru colectarea şi precipitarea oxidului produs la laminare (East Chicago).

În ultimul timp se experimentează utilizarea unor uleiuri lubrifiante pentru reducerea frecării dintre cilindrii de lucru şi bandă, în scopul micşorării forţei şi puterii de laminare, măririi durabilităţii cilindrilor şi îmbunătăţirii calităţii suprafeţei benzii. Pînă în prezent rezultatele nu sînt suficient de concludente pentru a putea trage concluzii definitive.

Răcirea benzii între trenul finisor şi ruloare se efectuează prin instalaţii de stropire cu apă cu curgere laminară, care asigură răcirea necesară a benzii pînă la temperatura optimă de înfăşurare, chiar şi în cazul grosimilor şi vitezelor mari. Instalaţia de stropire este împărţită în zone cu debit reglabil de apă, care sînt comandate independent şi automat, în funcţie de temperatură, viteză şi grosime. Vitezele ridicate de laminare impun debite foarte mari de apă (pînă la 20 000 m^3/h pentru viteze de laminare de 20 m/s la banda de 5 mm grosime).

În ultimul timp au fost montate ruloare pentru benzi de 16—20 mm grosime, aplicîndu-se şi o serie de îmbunătăţiri constructive în scopul asigurării unor rulouri compacte şi a unei întreţineri simple.

Laminoarele din generaţia a III-a au fost prevăzute cu ruloare suplimentare, amplasate mai aproape de trenul finisor, în scopul laminării şi înfăşurării în bune condiţii a benzilor subţiri (sub circa 2—3 mm). Necesitatea acestor ruloare a apărut datorită vitezelor foarte mari de laminare şi extinderii limitei inferioare a grosimii pînă la 0,8—1,0 mm.

În tabela 1 sînt centralizate caracteristicile laminoarelor de benzi late la cald de la Fairless (cel mai modern laminor din generaţia I), Great Lakes (primul laminor din generaţia a II-a), Gary, Middletown, East Chicago şi Cleveland (cele mai moderne laminoare din S.U.A.), Kashima, Kimitsu, Mizushima, Fukuyama şi Oita (cele mai moderne laminoare din Japonia), Novo-Lipeţk, Ijmuiden, Bremen, Taranto şi Fos (cele mai moderne laminoare din Europa) [2]—[22]. În legătură cu capacităţile de producţie din această tabelă se menţionează că ele sînt cele indicate de firmele sau uzinele respective; în multe cazuri valorile au fost dictate de condiţiile locale, capacităţile reale fiind considerabil mai mari (în special în cazul laminoarelor din S.U.A.

Automatizarea complexă a laminoarelor de benzi. Dintre toate tipurile de laminoare, cele de benzi late la cald au ajuns la automatizarea cea mai avansată. Majoritatea laminoarelor moderne sînt echipate cu calculatoare electronice, care asigură conducerea şi optimizarea procesului tehnologic de la alimentarea cuptoarelor de încălzire cu sleburi pînă la evacuarea rulourilor.

Într-o lucrare recentă J. Barinaga şi L.W. Spradlin [23] au grupat sistemul de comandă şi reglare a laminoarelor de benzi în trei nivele ierarhice şi anume:

a) Comanda şi reglarea acţionărilor:

— regulatoarele de viteză ale motoarelor principale;

— regulatoarele de tensiune şi poziţie ale buclatoarelor;

— regulatoarele motoarelor şuruburilor de presiune;

— regulatoarele de viteză şi tensiune ale ruloarelor;

— regulatoarele de viteză ale căilor cu role.

b) Automatizarea de bază:

— regulatoarele de poziţie;

— reglarea automată a grosimii;

— comanda automată a foarfecelui de şutare;

— comanda secvenţială a acţionărilor.

c) Automatizarea complexă şi optimizarea procesului:

— poziţionarea trenului finisor (determinarea reducerilor, vitezelor, poziţiei şuruburilor de presiune şi a tensiunilor pentru a obţine grosimea finală dorită);

— controlul temperaturii finale de laminare la capătul frontal al benzii (determinarea vitezei de intrare în trenul finisor şi eventual a debitului de apă de răcire şi de desţunderizare);

— controlul temperaturii finale de laminare pe lungimea benzii (determinarea acceleraţiei necesare pentru a obţine temperatura prescrisă pe toată lungimea benzii);

— controlul temperaturii de înfăşurare (determinarea schemei de răcire — numărul rampelor în funcţiune şi debitul de apă pentru obţinerea temperaturii de înfăşurare la capătul frontal al benzii şi reglarea automată a schemei—pentru menţinerea temperaturii respective pe toată lungimea benzii);

— poziţionarea trenului degrosisor (determinarea reducerilor şi a poziţiei şuruburilor de presiune ale cajelor orizontale degrosisoare pentru a obţine grosimea dorită a semifabricatului care intră în trenul finisor);

— controlul lăţimii benzii (determinarea reducerilor laterale necesare şi poziţionarea cilindrilor verticali de la trenul degrosisor pentru a obţine lăţimea dorită);

— controlul ritmului de laminare (pentru a asigura pauza necesară dintre benzi la intrare în trenul finisor);

— controlul temperaturii de încălzire a sleburilor (comanda cuptoarelor în scopul obţinerii temperaturii prescrise după trenul degrosisor);

— urmărirea și identificarea materialului în timpul laminării și — în funcție de poziția lui — inițierea comenzilor;

— corectarea continuă a modelelor matematice pentru toate funcțiunile de control și optimizare, pe baza valorilor măsurate ale parametrilor;

— înregistrarea și memorizarea tuturor parametrilor și datelor caracteristice pentru funcționarea laminorului.

Automatizarea complexă a laminoarelor de benzi prin calculatoare de proces necesită aparataje de măsură și de comandă foarte precise și sigure, o modelare matematică cît mai fidelă a procesului tehnologic și o punere la punct relativ lungă a sistemului. Deși comanda laminoarelor de benzi prin calculatoare de proces a fost aplicată deja cu peste 10 ani în urmă (Great Lakes), pînă recent rezultatele nu erau decît parțial satisfăcătoare. Astfel, într-un articol publicat în 1969, H.E. Miller a analizat funcționarea a 11 laminoare americane echipate cu calculatoare de proces [24], arătînd că pentru unele funcțiuni importante rezultatele obținute erau încă slabe (controlul temperaturii de încălzire, temperaturii de laminare și de înfășurare, controlul ritmului de laminare etc.).

În ultimii ani însă s-au realizat perfecționări importante atît în ceea ce privește construcția calculatoarelor propriu-zise și a aparatajelor, cît și modelarea matematică a procesului,care se realizează în general înainte de livrarea calculatorului, urmînd ca după punerea în funcțiune să se facă numai corectări în funcție de condițiile locale. Astfel, cu ajutorul unui sistem de automatizare complexă prin calculator de proces, la numai cîteva luni de la punerea în funcțiune (sfîrșitul lui 1970), s-au obținut următoarele toleranțe față de valorile prescrise [23]:

— grosimea (valoarea medie la capătul frontal al benzii după 12 s timp de laminare): ±0,05 mm pentru 98,5% din benzi;

— lățimea: ±6,35 mm pentru 90% din benzi;

— temperatura de sfîrșit de laminare la capătul frontal al benzii (valoarea medie după 12 s timp de laminare): ±14°C pentru 97% din benzi;

— temperatura de sfîrșit de laminare pe întreaga lungime a benzii: ±14°C pentru 95% din benzi;

— temperatura de înfășurare (pe întreaga lungime a benzii): ±22°C pentru peste 90% din benzi.

Rezultate bune au fost obținute și la laminorul de 2 230 mm de la Ijmuiden, unde prin perfecționarea continuă a sistemului de automatizare și a modelelor matematice s-a ajuns la următoarele toleranțe față de valorile prescrise [15], [25]:

— grosimea medie a capătului frontal al benzii după 2 s timp de laminare: ±0,05 mm pentru 92,3% din benzi;

— idem, după 12 s timp de laminare: ±0,05 mm pentru 99,1% din benzi;

— temperatura de intrare în trenul finisor: ±10°C;

— temperatura de sfîrșit de laminare la capătul frontal al benzii: ±20°C pentru 98,4% din benzi;

— temperatura medie de sfîrșit de laminare pe întreaga lungime a benzii: ±20°C pentru 98,8% din benzi;

— temperatura medie de înfășurare (pe întreaga lungime a benzii): ± 20°C pentru 80,5% din benzi;

— temperatura de înfășurare la capătul frontal al benzii: ±15°C pentru 80% din benzi;

— variația temperaturii de înfășurare pe lungimea benzii în raport cu temperatura de la capătul frontal: ±10°C.

Se menționează că la acest laminor s-au obținut rezultate foarte bune la comanda prin calculator de proces a cuptoarelor cu propulsie [26]:

— disponibilitatea calculatorului 98,6%;

— precizia temperaturii după trenul degrosisor: ±7°C (cu o variație medie de 4,1°C);

— reducerea consumului de combustibil cu circa 25%;

— mărirea productivității cuptoarelor cu 10—20%;

— mărirea capacității trenului finisor cu 12,5%, datorită optimizării vitezei de intrare în urma controlului riguros al temperaturii după trenul degrosisor și cu 10% datorită sincronizării dintre cuptoare și linia de laminare (controlul ritmului de laminare).

BIBLIOGRAFIE

[1] Lederer A. Realizări noi în domeniul laminoarelor de benzi late la cald (I). Metalurgia, nr. 11, 1973.

[2] Ess T. J. Fairless Works, United States Steel's Newest. Iron and Steel Engineer, nr. 6, 1954.

[3] Johannsen K.L. Operations of the Wide Strip Rolling Mills at Fairless Works. Production of Wide Steel Strip — Special Report nr. 67, The Iron and Steel Institute, Londra, 1960.

[4] * * * The Making, Shaping and Treating of Steel, United States Steel, Pittsburgh, ed. 9, 1971.

[5] Ess T. J. The Hot Strip Mill — Generation II, Association of Iron and Steel Engineers. Pittsburgh, 1970.

[6] Gabor G. Great Lakes Hot Strip Mill. Iron and Steel Engineer, nr. 9, 1965.

[7] Ess T. J. The 80—in. Hot Strip Mill at Great Lakes. Iron and Steel Engineer, nr. 4, 1969.

[8] Barnes F. W. Armco-Middletown's 86—in. Continuous Hot Strip Mill. Iron and Steel Engineer, nr. 1, 1970.

[9] Wilthew R.M. şi Davidson R.M. Youngstown's 84—in. Hot Strip Mill. Iron and Steel Engineer, nr. 5, 1972.

[10] Korolev A.A. Mechanicescoe oborudovanie prokatnih tehov. Moscova, 1965.

[11] Telikov A.I. şi Ziuzin V.I. Sovremennoe razvitie prokatnih stanov. Moscova, 1972.

[12] Koike S. 1780 mm Full Continuous Hot Strip Mill for Kashima Works of Sumitomo Metal Industries Ltd, IHI Engineering Review, iunie, 1970.

[13] * * * IHI Rolling Mills Put in High Gear. IHI Bulletin, noiembrie, 1967.

[14] * * * IHI's 1780—mm Full — Continuous Hot Strip Mill. IHI Bulletin, iulie, 1969.

[15] Den Ouden IR. L. C., Lugard IR. W. The 88—in. Hot, Strip Mill of Hoogovens — Evaluation After the First Year of Operation. Iron and Steel Engineer, nr. 12, 1970.

[16] Kol J. Technische Fortschritte bei den Einrichtungen der neuen Brammen — und Warmbreitbandstrasse in Ijmuiden Stahl und Eisen, nr. 10, 1971.

[17] Fujiki S. On the Construction and Operation of the Kimitsu Iron Works. Transactions ISIJ, iulie, 1970.

[18] Wladika H. Entwicklungstendenzen beim Bau von Warmbreitbandstrassen und ihre Auswirkung auf den Umbau eines Breitbandwalzwerkes. Stahl und Eisen, nr. 21, 1971.

[19] Iwamura E. On the Construction and Operation of Mizushima Iron Works. Transactions ISIJ, ianuarie, 1970.

[20] Tummes H. şi Kottsieper H. Forderungen an die Anlagentechnik von Warmbreitbandstrassen hoher Leistung. Stahl und Eisen, nr. 5, 1973.

[21] Toyoda S. Nippon Steel's Oita Works. Iron and Steel Engineer, nr. 3, 1972.

[22] * * * Annual Industrial Review. Iron and Steel Engineer, nr. 1, 1966—1973.

[23] Barinaga J. şi Spradlin L. W. How to Bring Hot Strip Mill Automation On-Line Rapidly. Iron and Steel Engineer, nr. 12, 1972.

[24] Miller H.E. Control and Automation of Hot Strip Mills-Variation in Control. Iron and Steel Engineer, nr. 9, 1969.

[25] Hollander F. Design and Control for Advanced Runout Table Processing. Iron and Seel Engineer, nr. 3, 1971.

[26] Hollander F. şi Huisman R. Computer Controlled Reheating Furnaces Optimize Hot Strip Mill Performance. Iron and Steel Engineer, nr. 9, 1972.

Ing. A. Lederer
Institutul de proiectări pentru laminoare — Bucureşti

Decarburarea şi dezoxidarea oţelului lichid la tratarea sub vid

CZ 669.18–982.046.55/56

Consideraţiile teoretice prezentate mai jos stau la baza unor noi tehnici de elaborare a oţelurilor de calitate şi se aplică pe o scară din ce în ce mai largă. Fabricaţia unor oţeluri destinate tablelor electrotehnice, a unor oţeluri inoxidabile cu conţinut foarte mic de carbon, precum şi a altor oţeluri, face apel la aceste tehnici. În prezent o serie de instalaţii de vid folosite în oţelării se utilizează nu atît pentru eliminarea gazelor din oţel, cît mai ales pentru a se desăvîrşi procesele metalurgice de elaborare începute în cuptor. Cuptoarele deservite de aceste instalaţii de vid pot fi de orice tip: Martin, convertizoare cu oxigen sau cuptoare electrice. Acest fapt este de o mare însemnătate practică deoarece permite extinderea gamei de oţeluri care se pot elabora în cuptoarele respective.

Oţeluri nealiate

Efectul de decarburare şi de dezoxidare a vidului asupra oţelului are la bază dependenţa de presiune a reacţiei dintre carbonul şi oxigenul dizolvate în oţel:

$$[C] + [O] \rightleftharpoons \{CO\} \qquad (1)$$

$$\frac{[C] \cdot [O]}{P_{CO}} = 0{,}0024 \qquad (2)$$

unde [C] şi [O] reprezintă concentraţia, în %, a carbonului, respectiv a oxigenului, în oţelul lichid, iar P_{CO} este presiunea exprimată în atm a oxidului de carbon. Curba de echilibru C—O se deplasează mult înspre axele de coordonate (fig. 1) atunci cînd presiunea scade, deci cînd oţelul este supus tratării în vid [1].

În prezent procedeul de decarburare prin vid se utilizează mai ales pentru realizarea unor concentraţii foarte mici de carbon (sub 0,03 %). Deşi posibil, este neeconomic şi dificil din punct de vedere tehnic obţinerea în convertizoare cu oxigen a unor concentraţii de carbon în oţel sub 0,02 %; realizarea unui conţinut sub 0,01 % C se consideră ca imposibilă [2]. În cuptoare Martin şi cuptoare electrice obţinerea unor conţinuturi foarte mici de carbon este şi mai dificilă.

În prezent se practică din ce în ce mai mult procedeul combinat: micşorarea conţinutului de carbon în convertizor pînă la 0,04 — 0,05 % C prin suflare de oxigen şi apoi tratarea în vid prin unul din procedeele uzuale, micşorînd, în acest fel, concentraţia carbonului sub 0,01 %. Urmărind procesul din figura 1, din domeniul de concentraţii *A*, conţinutul de carbon şi

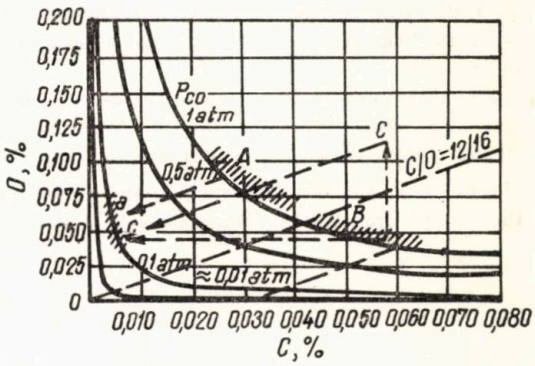


Fig. 1. Curba de echilibru carbon-oxigen în funcţie de presiunea oxidului de carbon P_{CO}.

oxigen se diminuează în direcţia *A-a* (direcţia paralelă cu raportul stoechiometric $C/O = \frac{12}{16}$) ajungînd astfel în domeniul *a*.

Dacă conţinutul iniţial de carbon* este mai mare (0,06 — 0,08 %) — cazul cuptoarelor cu vatră—(domeniul *B* în figura 1) este necesară mai întîi o oxidare a băii (suflare cu oxigen, adaos de minereu sau zgură) astfel ca, conţinutul de oxigen al băii să crească la un nivel suficient de ridicat (domeniul *C*) pentru ca prin parcurgerea reacţiei în direcţia indicată de raportul stoechiometric să se ajungă la conţinutul de carbon dorit (domeniul *c*) [1].

Este de menţionat că în instalaţiile industriale de tratare în vid nu se ating de obicei concentraţiile de echilibru; deşi pentru spaţiul de vid aparatele de măsură şi control indică presiuni de ordinul cîtorva torri (0,01 atm), concentraţiile de [C] şi [O] nu coboară sub cele corespunzătoare curbei pentru $P_{CO} = 0{,}1$ atm. Cercetările recente [2] şi [3] arată că în cinetica acestor reacţii intervin şi sînt determinante fenomenele de difuziune prin stratul superficial care separă

* Prin conţinutul iniţial de carbon se înţelege aici şi în cele ce urmează conţinutul de carbon cu care oţelul intră în instalaţia de tratare sub vid.

faza lichidă de cea gazoasă, fenomene care joacă un rol important şi la degazarea oţelului şi au fost examinate în alte lucrări [4].

Oţelul conţine, în stare dizolvată, componentele de reacţie (C şi O), iar la scăderea presiunii baia devine suprasaturată în aceştia. Ambele elemente difuzează în aceeaşi direcţie: din faza metalică spre limita de fază. Coeficientul de difuziune D al carbonului fiind mai mic decît al oxigenului ($D_C = 8 \times 10^{-5}$ cm^2 s^{-1}, $D_O = 15{,}3 \times 10^{-5}$ cm^2 s^{-1}), altfel spus carbonul fiind mai leneş decît oxigenul, determinantă în desfăşurarea reacţiei va fi difuziunea carbonului. Fenomenul poate fi studiat pe baza legii lui I. Fick:

$$-\frac{dC}{dt} = \frac{F}{V}\frac{D_C}{\delta}(C - C_s), \qquad (3)$$

în care dC/dt reprezintă variaţia în timp a concentraţiei carbonului în interiorul băii, D_C — coeficientul de difuziune a carbonului, F — suprafaţa dintre faze, V — volumul băii, δ — grosimea stratului de separaţie dintre faze şi $C - C_s$ — gradientul de concentraţie în stratul de separaţie [5].

Dacă valorile lui D_c şi V se pot stabili relativ uşor suprafaţa interfaze F la procedeele de tratare sub vid este greu de evaluat; în afară de suprafaţa băii, suprafaţa de separaţie dintre faze cuprinde şi aceea a bulelor de gaz din baie, a stropilor etc. De asemenea δ depinde de viteza de deplasare a oţelului în interiorul băii ca urmare a curenţilor de convecţie şi nu poate fi stabilită. Ca urmare, aceste mărimi nu au o semnificaţie fizică bine determinată. De aceea toate aceste elemente au fost sintetizate într-un coeficient K, care poate fi considerat aproximativ constant dacă condiţiile de lucru rămîn invariabile. Relaţia (3) devine deci:

$$-\frac{dC}{dt} = K_1 \quad (C - C_s) \qquad (4)$$

Concentraţia carbonului la suprafaţă C_s corespunde concentraţiei de echilibru — relaţia (2) — şi deci depinde de presiunea P_{CO} care aproximativ poate fi considerată identică cu cea din incinta de vid. Între presiunea în decursul tratării în vid şi gradul de decarburare* există o relaţie aproximativ lineară:

$$P_{CO} = a\frac{C_i}{C_t} + b \qquad (5)$$

În figura 2 se arată această dependenţă [3] pentru o instalaţie de tratare sub vid cu recirculaţie (sistem RH).

* Raportul dintre conţinutul iniţial de carbon C_i şi conţinutul C_t în momentul t.

Utilizînd şi relaţia (2) rezultă:

$$C_s = \frac{0{,}0024}{[O]\cdot 760}\left(a\frac{C_t}{C_i} - b\right) \qquad (6)$$

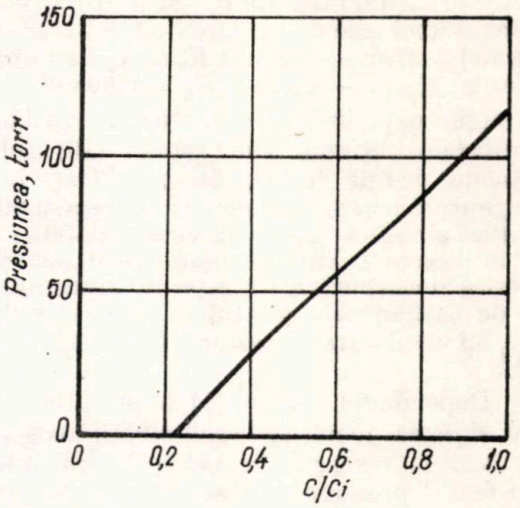


Fig. 2. Presiunea în camera de lucru în funcţie de raportul dintre conţinutul de carbon la un moment dat şi conţinutul iniţial de carbon.

Dacă se consideră că pe măsura consumării oxigenului din baie acesta se regenerează absorbind oxigen din zgură, se poate admite $[O] \simeq$ $\simeq$ constant, iar C_s se poate pune sub forma:

$$C_s = K_2 C - B \qquad (7)$$

în care:

$$K_2 = \frac{0{,}0024\,a}{[O]\,C_i \cdot 760} \quad \text{şi} \quad B = \frac{0{,}0024\,b}{[O]\cdot 760} \qquad (8)$$

Înlocuind în relaţia (4) valorile obţinute, aceasta devine:

$$\frac{dC}{dt} = K_1\,[C - K_2\,C + B] = K_1\,[C(1 - K_2) + B]$$

iar prin integrare între limitele $t = O$ $(C = C_i)$ şi $t (C = C_t)$

$$\int_{C_i}^{C} \frac{dC}{K_1\,[C(1-K_2) + B]} = \int_0^t K_3\,dt$$

se obţine relaţia:

$$\ln \frac{C_t + K_4}{C_i + K_4} = K_3 t, \qquad (9)$$

în care $K_3 = K_1\ (1 - K_2)$ şi $K_4 = \dfrac{B}{1 - K_3}$

Relaţia (9) permite calculul conţinutului de carbon în momentul t în funcţie de conţinutul iniţial de carbon, şi anume:

$$C_t = (C_i + K_4)\,e^{K_3 t} - K_4 \qquad (10)$$

Valorile coeficienților K_3 și K_4 sînt caracteristice instalației și procedeului de tratare în vid folosite; ele trebuie deci stabilite pentru fiecare caz în parte.

Pentru exemplificare se arată că în cazul unei instalații de tratare în vid prin recirculare, aplicată unei oale de turnare de 110 t capacitate [2], [3] pentru coeficienții K_3 și K_4 s-au obținut valorile $K_3 = -0{,}121$; $K_4 = 0{,}00305$.

Datele experimentale confirmă satisfăcător rezultatele obținute din relația (10) într-un domeniu destul de larg de concentrații însă la conținuturi foarte mici de carbon (cca. 0,003 %) relația stabilită nu mai este valabilă; pare că în aceste cazuri procesul care determină cinetica decarburării nu este difuziunea atomilor de carbon prin stratul de separație dintre faze, ci deplasarea acestora în interiorul băii [5].

Dependența reacției (1) de presiune constituie și baza teoretică a eliminării oxigenului din oțel la tratarea în vid [1]. Într-adevăr, la 1 600°C presiunea de echilibru a oxigenului dizolvat în oțel la saturare este de 10^{-8} atm, adică mult sub 10^{-3} atm, presiune care se obține, în mod curent, în instalațiile industriale de degazare și chiar sub cea realizată obișnuit în instalațiile de retopire în vid înaintat (10^{-6} atm). În aceste condiții o absorbire a oxigenului dizolvat în oțel prin tratare în vid așa cum se întîmplă în cazul hidrogenului este exclusă. Reacția cu carbonul și dependența acesteia de presiune oferă însă posibilități pentru o dezoxidare avansată. În figura 3 se arată activitatea oxigenului în cazul reacției (1) la 1, 0,1 și 0,01 atm comparativ cu reacțiile de dezoxidare independente de presiune ale elementelor Si, Al, Mg și Ca. Se vede că la 0,1 atm carbonul într-o concentrație de peste 0,003 % are o acțiune dezoxidantă mai puternică decît siliciul la aceleași concentrații. La 0,01 atm carbonul peste 0,15 % este un dezoxidant mai puternic chiar decît aluminiul în concentrații similare. În condițiile unei presiuni de 0,01atm numai magneziul și calciul acționează mai dezoxidant decît carbonul.

Ca și în cazul eliminării hidrogenului sub vid, cînd se constată o reabsorbire de hidrogen din căptușeala insuficient uscată sau din gazul de spălare, de asemenea poate avea loc și la dezoxidarea prin vid o reabsorbire de oxigen. În contextul celor menționate, presiunea redusă favorizează nu numai dezoxidarea, ci și reacția dintre carbon și oxizii constituenți ai materialului refractar al vasului în care se creează vidul (reacția creuzetului). În timpul scurt cît durează tratarea oțelului în vid, această reacție în cazul unei căptușeli acide nu poate decurge pînă la capăt: dezoxidarea băii datorită carbonului este mult mai rapidă decît reducerea oxigenului și siliciului din căptușeală în baie. În cazul unei căptușeli bazice (oxizi de magneziu sau calciu) reacția cu creuzetul poate fi complet neglijată chiar la temperaturi ridicate și presiune redusă.

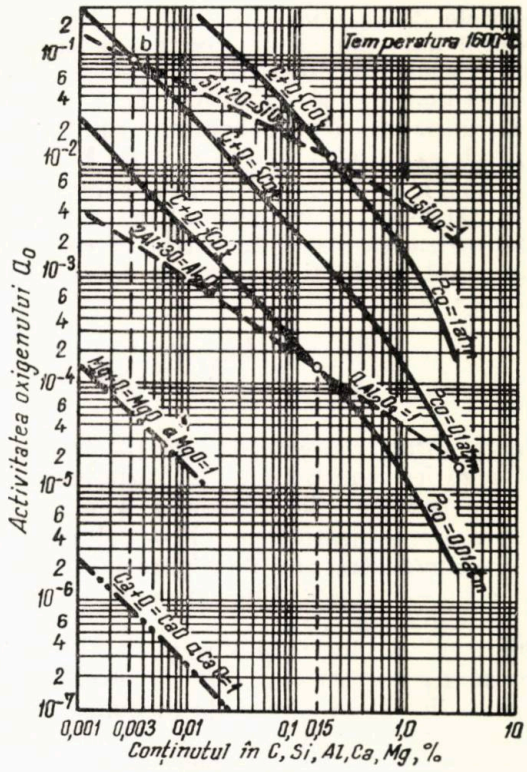


Fig. 3. Relația dintre activitatea oxigenului dizolvat în oțel și conținutul în diferite elemente.

Oțeluri inoxidabile

În cazul oțelurilor cu conținut ridicat de crom, curbele de echilibru C—O sînt deplasate în spre concentrații mai ridicate de oxigen ca urmare a acțiunii de pasivizare a cromului asupra carbonului. Relația (2) devine în acest caz:

$$\frac{[C]\,[O]}{P_{CO}} = 0{,}025 \qquad (11)$$

De asemenea se cunosc relațiile dintre conținutul de carbon și crom la diferite temperaturi și presiuni de lucru (fig. 4). La concentrații de crom în baie mai mari decît cele de echilibru, acesta se oxidează și trece în zgură.

În figura 5 sînt arătate curbele de echilibru C—O la presiune normală și la 0,1 atm la diferite temperaturi (1 700 și 1 800°C) în cazul unui conținut de 18% Cr [6]. Este de remarcat, în primul rînd, influența presiunii. Curbele $c - d$ și $c' - d'$ din figură delimitează domeniul de existență a oxizilor de crom. Atingerea unui conținut mic de carbon, așa cum se cere pentru multe mărci de oțeluri inoxidabile, trebuie realizată din considerente de economicitate, fără pierderi de crom. Metalurgia în vid oferă,

și în acest caz, posibilități largi [1]. Folosind reacția dintre carbon și oxigen la presiuni joase există posibilitatea diminuării conținutului de carbon ca și în cazul oțelurilor nealiate.

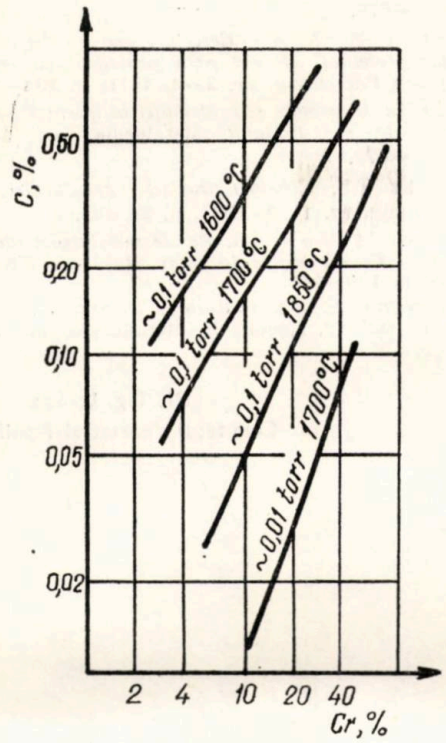


Fig. 4. Relația de echilibru dintre conținutul de carbon și crom în funcție de temperatură și presiune.

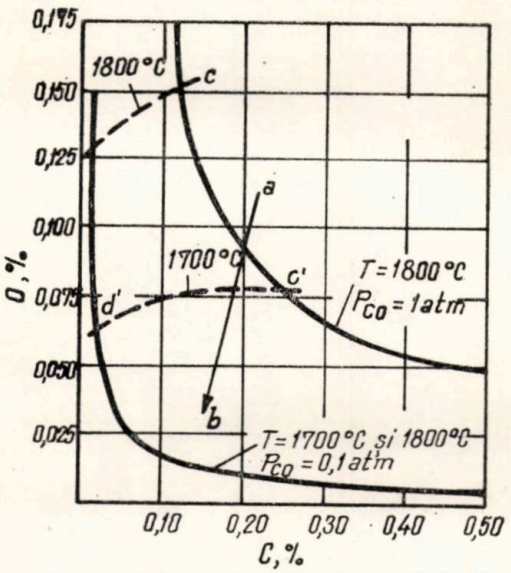


Fig. 5. Curba de echilibru carbon-oxigen în funcție de temperatură și presiune pentru oțeluri cu 18% Cr.

În figura 6 sînt indicate trei modalități de lucru. În cazul I, pentru a se ajunge la un conținut de 0,02—0,03%C procesul de afinare în agregatul de elaborare este oprit la 0,12—0,13% C, apoi oțelul este evacuat și tratat sub vid. Conținutul de carbon și oxigen se diminuează cu această ocazie în direcția raportului stoechiometric I — 1 (fig. 6). Acest mod de lucru necesită, pentru a nu se pierde crom în zgură, temperaturi ridicate (1 900°C) cu toate dezavantajele care decurg din aceasta.

La al doilea mod de lucru (fig. 6 — punctul II) afinarea în agregatul de elaborare se poate opri la un conținut mai ridicat de carbon (0,2—0,3%). Prin simplă tratare în vid conținutul de carbon nu se poate micșora pînă la nivelul dorit. Se procedează atunci la o continuare a afinării în oala de tratare sub vid prin adaos de minereu (afinare endotermă sub vid). Adaosul

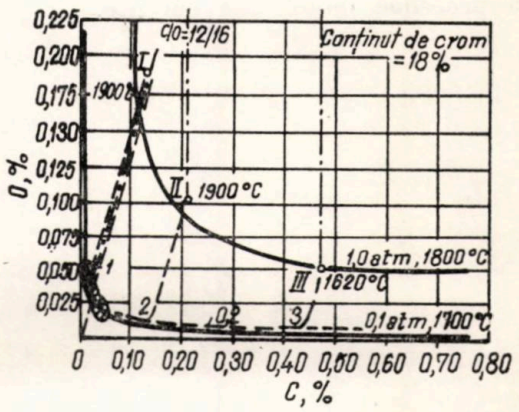


Fig. 6. Curba de echilibru carbon-oxigen pentru oțeluri cu 18% Cr și diferite modalități de decarburare.

de minereu răcește sensibil baia, astfel că la recipienți de capacitate mică (sub 50 t) conținutul inițial de carbon la vidare nu trebuie să depășească 0,2%. Variația concentrațiilor de oxigen și carbon urmează traseul II—2—1 (fig. 6).

Al treilea procedeu, denumit afinare exotermă sub vid, se bucură în prezent de o largă aplicare. Aici temperatura oțelului la sfîrșitul elaborării în cuptor nu este necesar să fie prea mare (1 620°C), iar afinarea se poate opri la conținuturi relativ ridicate de carbon (0,4—0,5%). Concomitent cu tratarea sub vid are loc și o insuflare de oxigen gazos (afinare exotermă sub vid), datorită căreia conținutul de carbon scade vertiginos (fig. 6, traseul III—3—1). În același timp baia se încălzește și permite adăugarea de strunjituri pentru răcire sau de feroaliaje pentru realizarea compoziției finale.

Curbele prezentate în figurile 5 și 6 sînt influențate într-o oarecare măsură de prezența nichelului. La presiune normală un conținut de 10% Ni are o influență mică asupra curbelor de echilibru C—O, iar la presiunea de 0,1 atm această influență devine neglijabilă.

În ceea ce privește practica de lucru, aceasta diferă de la o uzină la alta, unele constituind

licenţe. În toate cazurile însă afinarea sub vid necesită agitarea intensă a băii [7], în unele cazuri aceasta realizîndu-se prin insuflare de argon la fundul oalei de tratare.

Noile procedee, pe lîngă o sensibilă micşorare a duratei de elaborare în cuptor, mai au o serie de avantaje remarcabile:

— reducerea pierderilor de crom;

— posibilitatea folosirii în exclusivitate de ferocrom obişnuit mai ieftin (nu Fe—Cr cu conţinut redus de C);

— economie de materiale refractare, avînd în vedere că procedeele respective nu reclamă temperaturi ridicate;

— posibilitatea diminuării conţinutului de carbon sub 0,01%, lucru greu de realizat prin alte procedee industriale curente.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kreutzer H. W. *Tratarea sub vid a oţelului lichid.* Stahl und Eisen, nr. 15, 1972, p. 716—724.

[2] Weber R. A. ş.a. *Decarburarea oţelului la tratarea sub vid prin recirculare.* Stahl und Eisen, nr. 14, 1972, p. 664—678.

[3] Weber R. A. ş.a. *Cercetări asupra decarburării la tratarea oţelului în vid prin procedeul cu recirculaţie.* Thyssen Forschung, nr. 3—4, 1971, p. 104—117.

[4] Apa L. *Observaţii şi contribuţii la teoria degazării oţelurilor în vid înaintat.* Metalurgia, nr. 10, 1972, p. 668—670.

[5] Kootz Th. *Cinetica proceselor metalurgice.* Thyssen Forschung, nr. 1—2, 1972, p. 22—35.

[6] Schmidt Max. ş.a. *Bazele metalurgice ale oxidării aliajelor Fe—C bogate în crom.* Stahl und Eisen, nr. 4, 1968, p. 160—168.

[7] Antoine L. ş.a. *Elaborarea oţelului inoxidabil prin afinare sub vid.* Revue de Métallurgie, nr. 11, 1972, p. 717—720.

Dr. ing. L. Apa
Comitetul de Stat al Planificării

Tratamente termice și influența lor asupra principalelor proprietăți ale tablelor de oțel placate cu oțel inoxidabil

CZ 669.14-194

Dezvoltarea rapidă a construcției navale, a industriei chimice, petrochimice etc. impune obținerea și folosirea materialelor care să reziste în medii corozive. În ultimul timp unul din aceste materiale care se folosește din ce în ce mai mult este tabla de oțel placată cu oțel inoxidabil austenitic [1].

Prin aplicarea tratamentelor termice la tablele placate se caută să se asigure îndeosebi calitățile cerute pentru aderență, proprietățile mecanice ale oțelului de bază și rezistența la coroziune a oțelului de placare.

În cele ce urmează se prezintă tratamentele termice ale oțelurilor de bază, ale celor de placare și ale tablelor placate respective, precum și influența acestor tratamente asupra proprietăților acestor materiale. S-au tratat, în special, dintre oțelurile de bază două oțeluri din grupele de oțeluri carbon (St4S) și, respectiv, oțeluri slab aliate (09G2), ambele folosite mai ales în sectorul naval, iar dintre oțelurile de placare s-a tratat oțelul austenitic 1Cr18Ni9Ti, precum și tablele placate respective.

Tratamentele termice ale oțelurilor de bază

Oțelurile carbon pentru construcții navale calmate pot fi livrate în stare laminată la cald sau tratate termic.

Pentru corpul navei grosimea tablei din oțel carbon se limitează la 12 mm, la grosimi mai mari fiind utilizate oțelurile slab aliate.

Din experiențele efectuate, așa cum s-a arătat, tablele mai groase, a căror laminare se termină la o temperatură mai ridicată, au reziliența relativ scăzută.

În afară de compoziția chimică, normalizarea și finisarea granulației ridică reziliența tablelor și coboară temperatura critică la fragilitate. De aceea în condițiile tehnice stabilite de societățile de clasificare (American Bureau, Bureau Veritas, Lloyd's Register, Registru Navale Italiano) se prevede ca tablele groase din aceste oțeluri (în general peste 20 mm) să fie normalizate. În Lloyd's Register (Anglia) se prevede, ca o condiție sine qua non de recepționare a oțelului pentru nave, efectuarea normalizării.

Phoenix-Rheinrohr (Thyssen) prevede următoarele temperaturi de normalizare pentru materialele de bază (oțel pentru cazane, vase sub presiune, rezervoare) ale tablelor placate (tabela 1).

Durata de menținere pe temperatură, la normalizare, în toate cazurile este 1 minut pe fiecare mm grosime, dar în total ea trebuie să fie de minimum 30 min. După normalizare, pentru anumite calități de tablă se face o revenire la temperaturi ridicate (600 —650°C) cu durata de menținere de circa două min pentru fiecare milimetru grosime, dar minimum 30 min, apoi răcire în aer [5].

Experiențele efectuate cu o serie de oțeluri carbon destinate construcțiilor navale au arătat că tratamentul de recoacere dă rezultate cu totul neașteptate (nefavorabile) din cauza separării feritei proeutectoide, la răcirea lentă, și de aceea unele oțeluri prin tratamentul de recoacere devin predispuse la fragilitate.

În ultimul timp, în urma lucrărilor de cercetare efectuate, au apărut perspective de lărgire a domeniului de utilizare în construcții navale a oțelului de tip St4S, chiar la grosimi mari (40 —50 mm), însă tratat termic.

Proprietățile de rezistență ale oțelurilor cu conținut scăzut în carbon după tratamentul termic aplicat direct după laminare sau, respectiv, prin laminare controlată, pot fi mărite cu 15 —25%, obținîndu-se și un nivel satisfăcător al proprietăților de plasticitate și reziliență la temperaturi negative, inclusiv după îmbătrînirea mecanică.

Punctele critice ale oțelului de marcă St4S sînt următoarele, °C :

A_{c1}	A_{c3}	A_{r3}	A_{r1}
735	840	824	680

Tabela 1

Simbol	Compoziția chimică, %						Reziliența, kgf/cm²	Rezistența la tracțiune, kgf/mm²	Normalizare, °C
	C max.	Si max.	Mn max.	P max.	S max.	Cr max.			
DIN H I	0,16	0,35	0,4	0,05	0,05	0,3	8	35—45	910—940°C
DIN H II	0,20	0,35	0,5	0,05	0,05	0,3	7	41—50	890—920°C
DIN HIII	0,22	0,35	0,55	0,05	0,05	0,3	6	44—53	880—910°C

În ceea ce privește oțelul de tip 09G2, conform GOST 5058—65 se livrează în stare laminată la cald sau, dacă este necesar, în stare tratată termic (normalizare sau călire și revenire).

În lucrarea [2] se indică tratamentele termice necesar a fi aplicate oțelurilor slab aliate în funcție de conținutul total de elemente de aliere (Mn, Si, Ni, Cr, Cu) și grosimea tablei:

— Conținutul total mic de elemente de aliere (1,5 — 3%) — în stare laminată la cald sau, respectiv, în stare normalizată-îndeosebi pentru tablele cu grosimea de peste 16 mm.

— Conținutul total mare de elemente de aliere (3—4%) în stare laminată la cald (tablele cu grosime mică) sau normalizată, iar în cazul tablelor cu grosime mare este nevoie, de obicei, de aplicarea călirii și revenirii înalte, ceea ce asigură obținerea structurii sorbitice cu o rezistență mărită la ruperea fragilă.

— Conținutul total de elemente de aliere mai mare de 4—4,5%; aplicarea călirii și revenirii înalte devine obligatorie pentru tablele de orice grosime.

În lucrările [3], [8], [9] se consideră că nu este posibilă livrarea tablelor de grosime mare în stare laminată la cald. Analizîndu-se proprietățile tablelor din oțelul 09G2 se arată că valori satisfăcătoare pentru rezilienţă și celelalte proprietăți mecanice ale tablelor groase (în special peste 20 mm) se obțin prin aplicarea normalizării la temperatura de 930°C, cu durata de încălzire de 2 min pentru 1 mm grosime de tablă.

În figura 1 se arată proprietățile mecanice ale oțelului 09G2 după laminare la cald și respectiv după normalizare.

În lucrarea [6] se arată necesitatea supunerii oțelului 09G2 unui tratament termic și datorită faptului că acest oțel, în timpul realizării construcției vasului sau în exploatare, după o deformație la rece și o îmbătrînire ulterioară, cu toate că păstrează valori relativ satisfăcătoare ale rezilienței la +20°C (KCU >5 kgfm/cm²) totuși provoacă o creștere considerabilă a temperaturii critice a fragilității. De aici reiese că construcțiile cu destinație cu răspundere, după o deformare la rece trebuie să fie supuse unui tratament termic care să anuleze influența negativă a ecruisării.

Posibilitățile de călire a oțelurilor slab aliate (09G2) sînt mai mari decît cele ale oțelurilor carbon obișnuite. Caracteristicile de rezistență cresc, iar cele de plasticitate scad mai intens. În cazul călirii produselor laminate din oțeluri slab aliate este absolut necesară revenirea. După călire și revenire ansamblul de proprietăți ale laminatelor din oțelurile 09G2 este mai bun decît în stare normalizată.

În lucrarea [7] se prezintă proprietățile mecanice ale tablelor din oțelul 09G2 de 18 mm grosime după laminare la cald (0) și după tratamente termice (I = călire de la 800°C; II = = revenire la 500—550°C) (tabela 2).

Rezultă că proprietățile de rezistență ale oțelurile slab aliate după tratamentul termic aplicat direct după laminare (cufundarea într-un

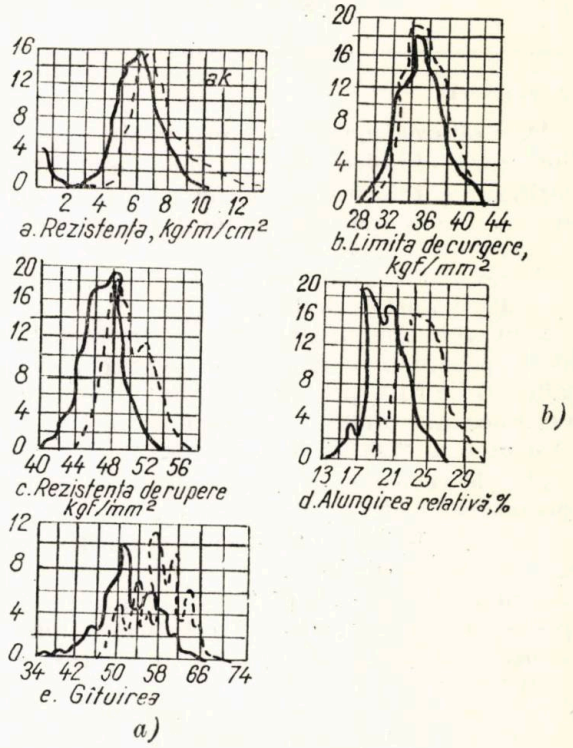


Fig. 1. Curbele de frecvență ale repartizării proprietăților mecanice ale oțelului O9G2 pentru tablele cu grosimea de 21—30 mm: *a* — după laminare la cald; *b* — după normalizare.

bazin cu apă) pot fi mărite cu 30—50%, obținîndu-se un nivel satisfăcător al proprietăților de plasticitate și al rezilienței la temperaturi negative.

Tabela 2

Starea	σ_c	σ_r	δ_5, %	ψ, %	KCU, kgfm/cm²	
					+ 20°C	— 40°C
0	38,5	50,7	24,7	58,6	11,7	6
I	63	77	15,5	49	6,2	6
II	56	66,7	17,9	50,9	7,9	6,7

Analizîndu-se starea de livrare a oțelului de corp 09G2 s-a stabilit că, tablele cu grosimea mai mare (16—19 mm) trebuie să se livreze în stare călită și revenire înaltă, pentru a avea o rezilienţă de minimum 5 kgfm/cm² la temperatura de —40°C. Din datele statistice a rezultat că rezilienţa oțelului 09G2, fără acest tratament, în general, nu este ridicată și, pe lîngă aceasta, scade considerabil pe măsura creșterii grosimii tablei.

În concluzie, după [2], conform opiniei cercetătorilor la tratamentul termic al tablelor

navale din oţelul de bază pentru tablele placate, avînd în vedere cauzele care provoacă înrăutăţirea proprietăţilor fizico-mecanice ale oţelului la mărirea grosimii tablelor, trebuie să se ţină seamă de următoarele considerente:

— revenirea înaltă a tablelor în stare laminată nu produce o îmbunătăţire simţitoare a rezistenţei oţelului la ruperea fragilă ci, din contră, adeseori tendinţa spre fragilitate este exprimată şi mai puternic decît în stare de laminare la cald;

— normalizarea şi normalizarea cu revenire înaltă favorizează creşterea rezilienţei; după normalizarea la temperaturi ce întrec simţitor punctul A_{c3} însă, tendinţa spre fragilitate creşte corespunzător;

— rezistenţa la ruperea fragilă a tablelor cu grosime mare se îmbunătăţeşte sensibil după o călire şi revenire înaltă.

În procesul de revenire a oţelului călit unii autori arată că în tot intervalul de temperatură (sub A_{c1}), diametrul particulelor de carburi creşte aproximativ de 1 000 ori, ceea ce duce la o modificare enormă a suprafeţelor de separaţie a fazelor soluţiei solidă—carbură.

Punctele critice ale oţelului de marcă 09G2 sînt următoarele, °C:

A_{c1}	A_{c3}	A_{r3}	A_{r1}
720	830	710	620

Tratamentul termic al oţelului de placare

Tratamentul termic al oţelului inoxidabil austenitic 1Cr18Ni9Ti are drept scop principal micşorarea tendinţei spre coroziune intercristalină prin precipitarea unei cantităţi maxime de carbon sub formă de carbură de titan (evitîndu-se în consecinţă precipitarea carburii de crom la marginea grăuntelui de austenită) şi obţinerea unei structuri uniforme austenitice [10].

În cazul aplicării unui tratament termic incorect aceste oţeluri pot deveni susceptibile la coroziune intercristalină chiar dacă raportul Ti/C are valori mai mari de 5 [11], [12].

Pentru stabilirea condiţiilor de tratament termic se utilizează datele din diagrama prezentată în figura 2 din care rezultă că în cazul oţelului cu $C \leqslant 0{,}12\%$, încălzirea în cazul călirii şi recoacerii trebuie să se efectueze peste 1 000°C pentru a se obţine o austenită omogenă. Oţelul inoxidabil crom-nichel chiar la răcire în aer liber obţine o structură aproape complet austenitică.

În practică însă la o astfel de răcire se separă uneori din austenită carburi de crom, mai ales dacă oţelul conţine peste 0,1% carbon şi de aceea de obicei acest oţel este călit în apă de la temperatura de 1 100 —1 200°C, obţinîndu-se o structură austenitică uniformă.

Din figura 3 rezultă influenţa comună a cromului şi a nichelului asupra punctelor A_{c3} şi A_{r3}; punctele A_{c3} sînt ridicate, iar punctele A_{r3}, coborîte atît de mult încît oţelul 18 —8 la 0°C are structură austenitică.

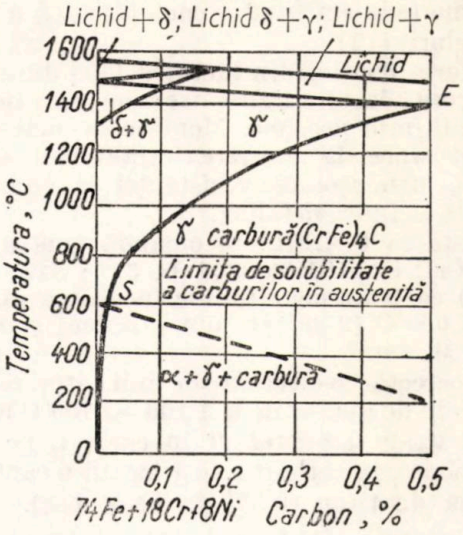


Fig. 2. Solubilitatea carbonului într-un aliaj cu 18%Cr, 8% Ni.

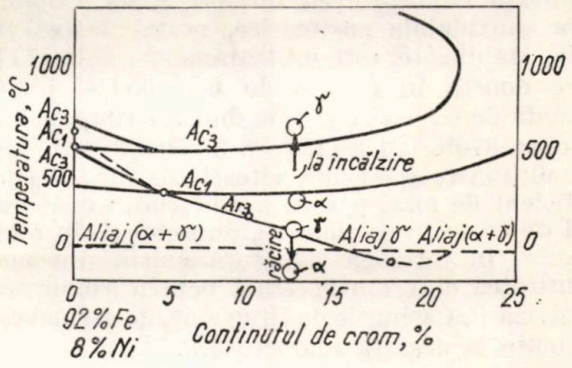


Fig. 3. Influenţa cromului asupra transformărilor $\alpha \rightarrow \gamma$ şi $\gamma \rightarrow \alpha$ în aliajul de fier cu 8% Ni.

Un tratament termic recomandat de mai mulţi autori [6], [13], [14], [15] este călirea de la 1 050 —1 150°C. După cum s-a mai arătat datorită faptului că cromul are tendinţa de a forma carburi, încălzind aceste oţeluri la 650°C carbonul în exces reacţionează cu cromul formînd carbură de crom ($Cr_{23}C_6$) care precipită în zonele marginale ale grăunţilor, sărăcind masa de bază în crom. Aplicînd oţelului inoxidabil austenitic în această stare tratamentul termic de mai sus (încălzire la 1 050 —1 150°C) carburile de crom formate în prealabil se dizolvă, zonele marginale de-a lungul limitelor granulelor îmbogăţindu-se din nou cu crom, astfel că tabla se află într-o stare omogenă. Trebuie aplicat apoi o răcire bruscă, pentru a se traversa rapid intervalul de temperatură critică (450 —850°C), deoarece astfel are loc o precipitare a carburii de crom în întreaga structură.

După cum se ştie însă, dacă după aplicarea acestui tratament termic urmează, din diverse motive, încălzirea (revenirea) în intervalul de 500 —800°C, se observă apariţia coroziunii intercristaline (aceasta fiind o caracteristică a acestor oţeluri) [12].

Conform datelor din lucrarea [13] durata de menţinere la încălzire trebuie să fie de 1 —2 min/mm grosime. Menţinerea mai îndelungată duce la creşterea grăuntelui şi, ca urmare, la micşorarea rezistenţei la coroziune generală şi intercristalină.

Societatea C.A.F.L. recomandă pentru oţelurile Cr-Ni (AISI-304-304 L, 321; 347; 316; 316 L) ca tratament termic încălzirea pînă la 980 —1 090°C (2 min/1 mm grosime) şi răcire rapidă în aer.

Din cercetările efectuate de unii autori rezultă că înainte de răcirea de la 1 100 —1 150°C numai 0,15% titan este prezent în carburi, pe cînd după răcire, în carburi a fost legată o cantitate maximă de titan (0,5% în acest caz).

În lucrarea [11] se arată că cantitatea titanului legată de carburi variază cu temperatura după diagrama din figura 4.

Alt procedeu care asigură micşorarea susceptibilităţii la coroziunea intercristalină a oţelurilor inoxidabile austenitice, nestabilizate sau chiar stabilizate, este un tratament dublu [11], care constă în călirea de la 1 050 —1 150°C urmată de o recoacere de stabilizare timp de 2 h la circa 870°C (24 h [15]; 3 h 850 —870°C [2]). La ultima temperatură vitezele de difuzie sînt suficient de mari pentru a uniformiza conţinutul de crom în secţiunea grăuntelui şi, în felul acesta, în întreaga structură există din nou cantitatea de crom necesară pentru asigurarea pasivizării. Carburile de titan sînt, de asemenea, formate la această temperatură.

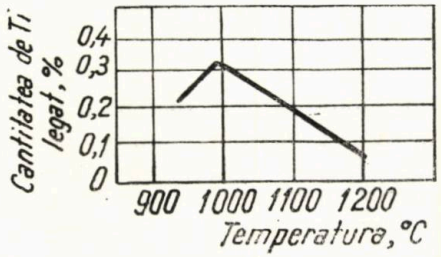


Fig. 4. Influenţa temperaturii asupra concentraţiei titanului legat de carburi în cazul oţelului 1Cr18Ni9Ti.

În lucrările [6], [12] se arată că aplicînd oţelului 1Cr18Ni9Ti un tratament de călire de la 1 050 —1 150°C iar apoi o încălzire la 550 — 800°C, el nu are o rezistenţă bună la coroziunea în acid azotic; dacă însă se aplică tratamentul dublu şi apoi se încălzeşte la 500 —800°C rezistenţa sa este mult mai bună.

În lucrarea [15] se arată că se pot obţine rezultate bune cu acest tratament termic dublu în anumite cazuri de suduri simple, chiar dacă se realizează înainte de operaţia de sudare a tablelor. În alte cazuri dacă după aplicarea tratamentului dublu tablele se sudează ele devin susceptibile la coroziunea intercristalină. Autorul, în concluzie, nu recomandă acest procedeu în cazul recipientelor sudate.

În conformitate cu cercetările efectuate de unii autori încălzirea oţelului de tipul 1Cr18Ni9Ti la 850 —900°C, duce la o legare completă a carbonului în carburi de titan.

Influenţa tratamentului de recoacere asupra oţelului 1Cr18Ni9Ti [17] rezultă din diagramele din figurile 5 şi 6.

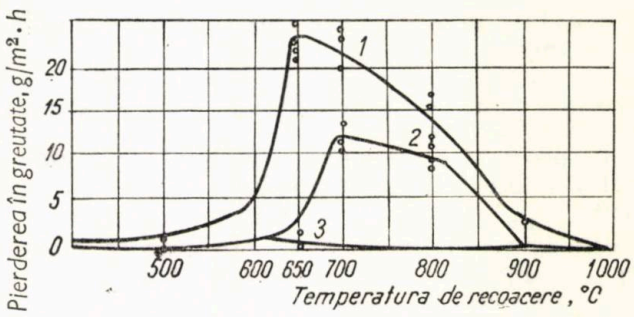


Fig. 5. Variaţia rezistenţei la coroziune a oţelului 1Cr18Ni9Ti cu Ti/C = 6,1 în acid azotic 60% la fierbere, în funcţie de recoacerea timp de două ore la temperaturi cuprinse între 500 şi 1 000 °C:

1 — răcit de la 1 200°C; *2* — răcit de la 1 050°C; *3* — răcit de la 1 050°C şi recopt la 870°C timp de 2 h.

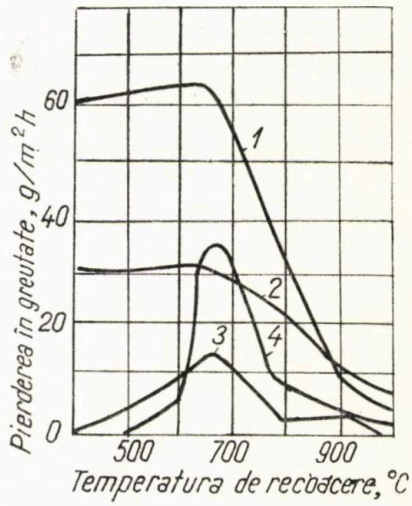


Fig. 6. Variaţia rezistenţei la coroziune a oţelului 1Cr18Ni9Ti cu Ti/C = 7,9 într-o soluţie la fierbere în acid azotic 60%, în funcţie de recoacerea timp de 2 h la temperatura între 500 şi 1 000°C:

1 — în stare laminată la cald; *2* — încălzit timp de 2 h la 870°C şi răcit în aer; *3* — încălzit timp de 1 h la 1 050°C şi răcit în apă; *4* — încălzit timp de 30 min la 1 200°C şi răcit în apă.

Tratamentele termice ale tablelor placate

În ce priveşte influenţa tratamentului termic asupra proprietăţilor tablelor placate, datele care se găsesc în literatură sînt destul de echivoce, neexistînd un punct de vedere unitar în

această privinţă [18], [19], [20], [21], [22], [23].

Unii autori şi firme recomandă aplicarea tratamentului termic folosit pentru tablele din oţel inoxidabil, alţii pe cel folosit pentru tablele de bază, iar alţii recomandă un tratament termic intermediar între cel folosit în cazul tablelor inoxidabile austenitice şi cel pentru tablele de bază. Alţi autori arată că pot fi valorificate oricare din aceste posibilităţi în funcţie de scopul urmărit.

În cele ce urmează se prezintă cîteva din aceste tratamente recomandate de diferiţi autori şi firme pentru table placate.

În Polonia [24] pentru tabla placată, formată dintr-un oţel necalmat (0,12 —0,18%C; 0,3 — 0,5% Mn; max. 0,05%P şi max. 0,055%S) B 37 X şi oţelul inoxidabil austenitic K P_2 (max. 0,12%C; min. 17% Cr; min. 8% Ni; min. 4% C = Ti), se aplică trei regimuri de tratament termic: *a*) 1 050 — 1 080°C/30 min/apă; *b*) 1 050 — 1 080°C/30 min/apă, cu revenire la 500°C; *c*) 1 050 —1 080°C/30 min/aer.

Cele mai bune rezultate au fost obţinute după metoda *b* deşi din cauza simplităţii se foloseşte mai mult metoda *c*.

În lucrarea [13] se arată că unele produse placate (de ex. din St3 + 1Cr18Ni9Ti) pot fi livrate în una din următoarele stări:

— fără tratament termic;
— încălzire la 1 100 —1 150°C, răcire în apă;
— încălzire la 900 —925°C, răcire în aer.

În lucrarea [25] se menţionează că tratamentul termic al produselor placate după laminare trebuie să se execute conform cu regimurile prescrise pentru oţelul de placare, dacă acesta nu este dăunător pentru oţelul de bază.

Ca o concluzie a încercărilor pe ţevi placate cu materiale avînd compoziţia chimică asemănătoare cu cele analizate aici a rezultat că aplicarea tratamentului termic cu încălzire la 1 050°C şi răcire în aer a dat valori de ambutisare mai bune decît tratamentul de încălzire la 1 150°C şi răcire în apă [26].

Totuşi unii autori, ca de exemplu [13], nu recomandă aplicarea călirii de la temperaturi înalte, cu răcire în apă, pentru oţelurile placate cu oţel inoxidabil, deoarece facilitează scăderea bruscă a proprietăţilor mecanice ale oţelului de bază şi, respectiv, scăderea calităţii plastice a oţelului placat. Acelaşi autor menţionează că cel mai indicat regim de tratament termic pentru oţelurile placate inoxidabile este recoacerea de stabilizare (exemplu pentru St3 + EI 943 temperatura este de 900 —950°C, timp de 2 h, cu răcire în aer).

În altă lucrare [27] se propune ca tratamentul termic al tablelor placate cu oţel inoxidabil să fie acela ce se aplică în mod practic pentru oţelurile de bază (oţel-carbon sau oţel slab aliat), prin aceasta reducîndu-se simţitor durata acestor operaţii. Astfel, se propune normalizarea la 930°C.

Unii producători supun tablele placate cu oţeluri inoxidabile de tipul 13NCI85X, după laminare, unui tratament de normalizare. Principalul producător de tablă placată din R.F. Germania (Phoenix-Rhreinrohr) efectuează pentru tabla placată cu oţel inoxidabil tratamentul termic de normalizare sau, respectiv, de normalizare şi revenire [24].

În U.R.S.S. şi Cehoslovacia tablele din oţel placat cu 1Cr18Ni9Ti (oţel de bază St3) se tratează termic prin recoacere de normalizare la 900 —920°C [24].

Pentru aceleaşi table şi la Combinatul C.M.K. (U.R.S.S.) tratamentul se face la 900 —920°C, ceea ce permite să se elimine ecruisarea produsă la ultimele treceri în stratul inoxidabil şi să se îmbunătăţească într-o anumită măsură structura stratului de bază [28].

În Suedia tablele placate sînt tratate termic prin recoacere la temperaturi de circa 1 000°C, scopul principal fiind eliminarea carburilor de pe marginile grăunţilor din materialul stratului de placare.

În lucrarea [29] se arată că pentru oţelurile navale placate cu oţel 1Cr18Ni9Ti tratamentul termic aplicat constă în călire de la 890 —920°C, temperatură la care piesele se menţin 2 —3 min pentru fiecare mm de grosime. Operaţia de revenire se face după prelucrarea la rece, la temperatura de 600 —650°C, timp de 5 —6 min pentru fiecare mm din grosimea piesei, fiind în acelaşi timp şi un tratament de detensionare.

Tratamente cu regimuri intermediare se recomandă în cazurile în care regimurile prescrise pentru oţelul de placare sînt dăunătoare oţelului de bază [25]. Astfel, tratamentul optim pentru oţelul inoxidabil de tip austenitic, călirea (încălzite la 1 050 —1 100°C şi răcite brusc) duce la obţinerea unor rezultate necorespunzătoare pe oţelul de bază.

În lucrarea [30] se recomandă ca tratament termic al tablelor placate de grosimi mai mici (sub 10 mm) încălzirea la o temperatură mai ridicată (peste 900°C) şi răcirea într-un curent de aer sau prin cufundarea în apă. Prin acest tratament termic carburile de titan rămîn în parte nedizolvate.

În cazul oţelurilor placate inoxidabile nu se poate recomanda aplicarea călirii în apă, folosită pentru oţelurile inoxidabile austenitice, deoarece se produce o supraîncălzire a oţelului de bază, ceea ce duce la scăderea plasticităţii [13]. De aceea în locul călirii autorul recomandă normalizarea sau recoacerea de stabilizare, care constă în încălzirea pînă la temperatura de 900 —950°C, menţinerea în cuptor 2 —3 min/mm grosime şi răcire în aer. Prin acest tratament în oţelul placat au loc suficient de repede procesele de difuzie, care uniformizează conţi-

nutul de crom în secţiunea grăuntelui şi care trec structura oţelului în stare stabilă.

În lucrarea [24] se arată, de asemenea, că tratamentul termic ales trebuie să fie un compromis între tratamentul termic al oţelului inoxidabil şi al celui de bază. În afară de cazurile particulare, linia general adoptată de către uzinele Creusot în aplicarea tratamentelor termice urmăreşte ca prin tratament oţelul de bază să nu aibă tendinţa spre fragilizare iar oţelul inoxidabil să nu fie susceptibil la coroziune. Autorul arată că în cazul oţelurilor austenitice din clasa 18—8 problema este destul de delicată deoarece încălzind la temperaturile de 1 025—1 050°C, temperaturi necesare pentru trecerea în soluţie a carburilor, şi menţinînd un timp mai îndelungat la această temperatură, grăuntele de austenită al oţelului de bază creşte, ducînd la fenomene de fragilitate. De aceea se recomandă două cazuri:

— cazul tablelor de grosime mică la care nu este necesară menţinerea prelungită la temperaturi înalte şi la care tratamentul termic constă în încălzirea la 1025°C, urmată de o răcire în aer (acest tratament asigură o încălzire corectă a oţelului austenitic, fără mărirea exagerată a grăuntelui oţelului de bază);

— cazul tablelor groase, la care tratamentul termic aplicat constă în general într-o încălzire la 900°C.

În ce priveşte modul de executare a tratamentului termic, cei mai mulţi autori recomandă ca aceasta să fie făcută pe pachet, înainte de tăiere şi desfacere [31], [32], indiferent dacă acest tratament termic constă în normalizare sau călire.

Alţi autori [24] recomandă realizarea tratamentului termic în pachete, în cazul grosimilor mici, şi în foi separate, în cazul grosimilor mai mari (datorită faptului că în acest ultim caz s-ar putea ca vitezele de răcire ce se realizează să fie insuficiente).

După cum este cunoscut deformarea la rece şi deformarea la rece urmată de îmbătrînire provoacă o considerabilă ridicare a temperaturii critice de tranziţie la ruperea fragilă a oţelului şi de aceea este necesar ca construcţiile cu răspundere, după prelucrarea la rece, să fie supuse unui tratament termic care să anihileze influenţa negativă a ecruisării.

BIBLIOGRAFIE

[1] Stoian L. *Table de oţel placate cu oţel inoxidabil austenitic în construcţii navale.* Rev. Transporturi auto, navale şi aeriene, nr. 6, 1972.

[2] Kamfor S. S. *Korpusnaia stali.* Sudpromgis, 1960.

[3] Jmsenetki V. I., Koval F. I. şi Pikulin S. A. *Proprietăţile mecanice ale tablelor din oţel 09G2 după laminare la cald şi după normalizare.* Stali, nr. 7, 1962, p. 643—647.

[4] Schoepfer R. *La normalisation du materiel des usines.* Revue de Métallurgie, nr. 9, 1972.

[5] * * * *Table placate.* Phöenix — Reinhrohr.

[6] Veingarten A. M., Dellie V. A., Naschin V. A. şi Sokolov N. N. *Sudostriotelinaia stali.* Leningrad, Sudpromghiz, 1962.

[7] Freidenzon E. Z., Raboonovici D. M. ş.a. *Căi pentru îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice ale tablelor cu conţinut mic de carbon şi slab aliate.* Stali, nr. 6, 1965, p. 553—557.

[8] Gîmbuţan N. *Procedee de tratament termic folosind căldura de laminare pentru obţinerea unei structuri îmbunătăţite la sîrmele destinate trefilării.* Cercetări metalurgice, nr. 13, 1972.

[9] Lederer A. *Tratamentul termic al tablelor groase din oţeluri sudabile cu rezistenţă ridicată.* Metalurgia, nr. 1, 1970.

[10] Lividin V.V. şi Mirinov L. V. *Influenţa încălzirii inductive a oţelului 1Cr18Ni9Ti asupra proceselor ce determină rezistenţa lor la coroziunea intercristalină.* Moscova, Maşghiz, 1960.

[11] Levin I. A. *Coroziunea intercristalină şi coroziunea metalelor sub acţiunea tensiunii.* New-York, Biroul consultant, 1962.

[12] Khimnshin F. F. şi Istrina Z.F. *Susceptibilitatea oţelurilor crom-nichel 1Cr18Ni9Ti la coroziunea intercristalină.* Moscova, Maşghiz, 1960.

[13] Gladirevskaia S. A., Meandrov L. V., Golovanenko J. A. şi Bicov A. A. *Dvuhslointie stali v himicieskom maşinostroenie.* Moscova, 1965.

[14] Batels U., Beker E. şi Herder G. Hansa, nr. 20, 1964, p. 2 005—2 018.

[15] Roschenbleck B. *Coroziunea intercristalină la recipientele din oţel inoxidabil.* Galvanotechnik, 53, nr.1, 1962, p. 27—35.

[16] Cheskic Kh., Yolfson S. I. şi Medvedev Yu. S. *Influenţa încălzirii prelungite asupra predispoziţiei oţelului 1Cr18Ni9Ti la coroziunea intercristalină.* Moscova, Maşghiz, 1960.

[17] Khimnshin F. F. şi Istrina Z. F.: *Susceptibilitatea oţelurilor crom-nichel OCr18Ni9; 1Cr18Ni9 şi 1Cr18Ni9Ti la coroziunea intercristalină.* Moscova, Maşghiz, 1960.

[18] Franţiu I. *Materialele metalice placate.* Bucureşti, Editura tehnică, 1969.

[19] * * * *Clad metals f.a., Materials in Design Engineering.* Mid. oct. vol. 60, 1964.

[20] Golovanenko S. A. şi Meandrov L. V. *Proizvodstvo bimetallov.* Moscova, Izd. Metallurghia, 1966.

[21] * * * *Platiertes Stahlbech.* Markblatt 383. Beratungsstelle für Stahlverwendung, Düsseldorf, 1965.

[22] Franţiu I. şi Herşcovici P. *Metode noi de fabricare şi utilizări noi ale bimetalelor.* Bucureşti. Institutut central de documentare tehnică, 1966.

[23] Lejay M. *Herstellung und Verwendung platierten Bleche.* Neue Hütte, nr. 7, 1965.

[24] Bastien P. Revue de Métallurgie, XII, 1961, p. 1 039—1 048.

[25] * * * Studiul (documentar) *Placarea oţelului.* 1961, ICEM.

[26] * * * Studiul: *Fabricarea tablelor şi ţevilor de oţel placate cu oţeluri speciale şi aliaje neferoase.* I.C.E.M.

[27] Dabarian N. P. *Producţia oţelului placat din două straturi de tablă groasă prin metoda pachet.* Buletinul de informaţii a Institutului central de metalurgie, nr. 11, 1962.

[28] Mozurik P. N. *Producerea tablelor bimetalice din două straturi de oţel* (trad. Oţelul nr. 8, 1962). Metallurg, nr. 4, 1962, p. 27—29.

[29] * * * *Oţelul placat şi aplicaţiile sale în construcţiile navale.* Sudostroienie, nr. 11, 1961, p. 57—60.

[30] Milan Zidec şi Bohumil Glatz *Situaţia actuală şi evoluţia producţiei de table placate groase şi proprietăţile lor.* Partea a II-a (traducere din l. cehă). Hutnicke Listy, nr. 8, 1963, p. 562—566.

[31] Meandrov L. V. şi Golovanenko S. A. *Laminarea experimentală a tablelor placate.* Stal, nr. 4, 1963, p. 343—345.

Conf. dr. ing. L. Stoian
Institutul politehnic—Galaţi

Cu ocazia Reuniunii ATS-COMINPECC din martie 1973 au fost vizitate o serie de fabrici de aglomerare. Redăm mai jos unele observaţii în legătură cu aceste vizite

Fabrica de aglomerare de la Knutange a societăţii Wendel-Sidelor

Serviciul de aglomerare la această unitate este divizat în trei sectoare:

I — Sectorul de aglomerare, cu două benzi Dwight-Lloyd, din care:

— o bandă veche Lurgi de 60 m²;

— o bandă nouă Huntington-Heberlein de 164 m².

II — Sectorul de preparare mecanică a minereurilor care produce măruntul pentru aglomerare şi minereu concasat şi sortat pentru furnale.

III — Sectorul de preparare de combustibili pentru aglomerare.

Produsele obţinute la această unitate de aglomerare sînt următoarele: aglomerat, + 6 mm; minereu silicios mărunt, 0—6 mm pentru aglomerare; minereu calcaros sau calcar, 0—8 mm; combustibil, praf de cărbune sau cocs, 0—3 mm pentru aglomerare, din bulgări de 0—50 mm; minereu şi calcar bulgări, 35—90 mm.

Datele tehnice principale ale celor două benzi sînt redate în tabela 1.

Efectivul de exploatare pentru întreg serviciul de aglomerare este următorul:

ingineri, cadre tehnice	2
tehnicieni	3
maiştri	5
funcţionari	2
muncitori	114
Total exploatare	126

Tabela 1

Denumirea caracteristicii		Banda H.H.	Banda Lurgi
Capacitatea de producţie,	t/zi	4 000	1 500
Suprafaţa utilă,	m²	146	60
Lăţimea grătarului,	mm	2 438	2 000
Lungimea utilă,	m	60	30
Înălţimea maximă strat,	mm	500	500
Camerele de vacuum,	buc.	25	16
Depresiunea medie,	mmH_2O	1 300	1 200
Dimensiunile ciurului,	mm	6×15	6×15
Producţia specifică,	t/m²h	1 090	1 060
Consumul de combustibil,	kg/t agl.	90—95	
Modul de aprindere		amestec de gaz de furnal şi cu motorină	

Se menţionează gradul ridicat de mecanizare şi automatizare a instalaţiei, ceea ce explică numărul redus de personal de exploatare. Întreţinerea se face în mod centralizat, cuprinzînd şi celelalte unităţi siderurgice ale societăţii.

În ceea ce priveşte fluxul tehnologic general, se preconizează ca în viitor să se construiască şi o staţie de omogenizare specială, staţia de concasare existentă nesatisfăcînd cerinţele de omogenizare.

Este de remarcat interesul depus pentru pregătirea corespunzătoare a combustibilului. Se consideră un fapt dovedit că măcinarea prea fină a combustibilului duce la creşterea nejustificată a consumului de cocs sau cărbune cu efecte economice mult mai defavorabile decît cheltuielile de construcţie şi menţinerea în exploatare a unei staţii corespunzătoare de pregătire a combustibilului. Această concluzie practică a determinat modernizarea în anul 1965 a sectorului de pregătire a combustibilului, permiţînd obţinerea, din combustibil brut cu o granulaţie de 0—50 mm, unui combustibil mărunt pentru aglomerare, avînd 7—10% fracţie + 3 mm şi numai 15—20% fracţie fină sub 0,3 mm.

În figura 1 se redă schema de principiu a acestui flux de pregătire a combustibilului, care cu mici modificări s-ar putea utiliza şi la unităţile noastre de aglomerare.

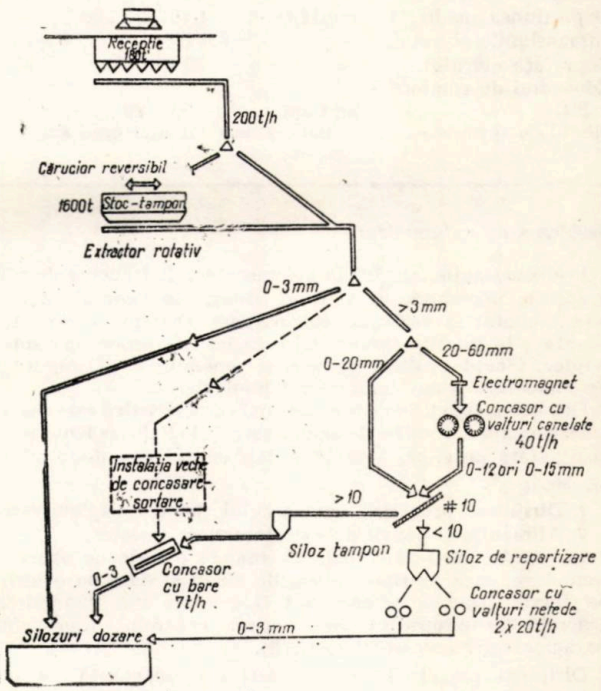


Fig. 1

Fabrica de aglomerare Rombas

Cu acordul societăţii Sacilor — Société des Aciéries de Lorraine — s-a vizitat şi fabrica de aglomerare Rombas cu o capacitate totală de 5,7 mil.t aglomerat pe an.

Această fabrică de aglomerare se compune din mai multe unităţi care pot fi grupate astfel:

I — staţia de concasare—sortare minereuri, deservind şi o serie de furnale;

II — staţia de omogenizare pentru minereuri, cu posibilitatea omogenizării fie înainte de concasare—sortare, fie după aceste operaţii;

III — staţia de omogenizare combustibili, numai pentru omogenizarea combustibilului mărunt 0—10 mm pentru aglomerare;

IV — staţia de aglomerare în cuptoare rotative tip Smidth, de capacitate redusă, care nu reprezintă interes;

V — staţia de aglomerare cu două benzi tip Lurgi;

VI — staţia de răcire cu tambur rotativ.

Datele tehnice ale celor două benzi Lurgi sînt redate în tabela 2.

De menţionat că deşi există spaţii foarte mari de omogenizare atît pentru minereuri, cît şi pentru combustibili, lipsa unei dozări mai fine apare ca o deficienţă majoră. O altă deficienţă semnalată este amestecarea returului cu praful rezultat de la electrofiltre fără o dozare precisă. Se prevede remedierea acestor deficienţe în viitorul apropiat. Gradul de automatizare a acestei fabrici este mai redus şi este în curs de realizare.

Tabela 2

Denumirea caracteristicii		Banda I	Banda II
Capacitatea de producție,	t/an	5 000 000	
Suprafața utilă,	m^2	194	400
Lățimea grătarului,	mm	3 500	5 000
Lungimea utilă,	m	56	80
Înălțimea stratului,	mm	380—500	400—550
Camere de vacuum,	buc.	28	48
Depresiunea medie,	mmH_2O	1 100—1 200	
Dimensiunile ciurului,	mm	6×15	6×15
Suprafața ciurului,	m^2	20	38
Consumul de combustibil,	kg/t agl.	75—90	
Modul de aprindere	Cu păcură sau alt ulei greu sau gaz de cocs		

Probleme de automatizare

Problema automatizării în aglomeratoarele franceze merită o atenție deosebită, ca și în siderurgie în general. Astfel s-au elaborat o serie de calculatoare analoge compacte, adaptate la diferite fluxuri tehnologice ale proceselor siderurgice, făcînd posibilă reducerea sensibilă a personalului de exploatare și modernizare a tehnologiei.

Din acest punct de vedere cea mai caracteristică este reglarea automată a benzilor de aglomerare de la Fabrica Knutange menționată anterior. Această reglare constă din două părți principale:

1. Dirijarea pregătirii amestecului pentru aglomerare.

2. Alimentarea benzii de aglomerare cu amestec.

La aceste părți principale se adaugă o serie de operații secundare, care cuprind indicațiile medii și date de control pe fluxul tehnologic, care pot fi grupate sub denumirea generală de măsurători care permit controlul procesului de aglomerare (controlul coacerii).

Dirijarea pregătirii primei părți este asigurată de un calculator analog care, pe de o parte, controlează greutatea corectă a amestecului iar, pe de altă parte, dispune de debitul dozimetrelor primare (combustibil, minereu mărunt, retur etc.), în funcție de rețeta prescrisă de operatorul principal al benzii de aglomerare.

O asemenea reglare automată cu ajutorul unor calculatoare analoge simple (posibile de fabricat și de industria noastră electronică) duce la obținerea unui produs constant atît cantitativ, cît și calitativ, cu proprietăți fizico-mecanice bune (5—7% fracția sub 6 mm în aglomerat la furnal), la un consum redus de combustibil.

Problema automatizării generale la Fabrica de aglomerare Rombas în timpul vizitei a fost în fază experimentală. Un colectiv de la IRSID a lucrat la legarea fluxului după un alt principiu. S-a încercat modelarea matematică a procesului de aglomerare și cuplarea benzii de aglomerare de 400 m^2 la un ordinator electronic general, vizînd următoarele puncte de reglare:

— dozarea componenților minerali și a combustibilului;
— reglarea adaosului de apă;
— reglarea alimentării benzii de aglomerare;
— reglarea temperaturii cuptorului de aprindere;
— reglarea vitezei tamburului de răcire și a debitului de aglomerat spre sortarea la rece.

Caracterul experimental al lucrărilor respective nu a permis tragerea unor concluzii practice privind compararea celor două metode, îmbunătățirea constantei calității aglomeratului și, în acest caz, a indicat eficiența modului de reglare preconizat.

În urma vizitelor efectuate la diferite fabrici de aglomerare franceze se pot trage o serie de concluzii și se impun unele observații folositoare siderurgiei:

— La aglomeratoarele franceze se tinde spre o pregătire minuțioasă a șarjei de aglomerare, evitîndu-se folosirea fracțiilor fine atît la minereuri (folosind micropeletizarea pentru eliminarea lor), cît și mai ales la combustibilul solid utilizat;

— Se dă o importanță deosebită măcinării adecvate a combustibilului solid utilizat;

— Se dă o importanță mărită reglării umidității șarjei de aglomerare;

— Se caută realizarea automatizării reglării procesului de aglomerare fie cu ajutorul unor calculatoare complexe de dimensiuni mari, fie mai ales și, în primul rînd, prin folosirea unor calculatoare analoge de procese foarte compacte, cu menirea de a regla numai un număr restrîns de operații;

— Se aplică operativ rezultatele cercetărilor aplicative. Astfel schema preparării combustibililor indicată, care a dus la îmbunătățirea simțitoare a calității cocsului utilizat, s-a aplicat în șase luni.

Ing. Șt. Forizs

Banu Şt. et *Ionescu M. P.*, p. 141—144 CD 669.162.267

Le processus de désulfurisation dans les conditions de fonctionnement des hauts fourneaux du Combinat sidérurgique Galatzi

L'article présente des données pratiques en rapport avec le processus de désulfurisation dans les hauts fourneaux du Combinat sidérurgique Galatzi; on analyse l'influence des différents paramètres technologiques sur la teneur en sulf de la fonte d'affinage, en vue d'établir les conditions optima de désulfurisation.

On met en évidence l'influence particulière du choix correct de la composition des scories, en insistant sur l'effet favorable de l'accroîssement de la teneur en MgO dans les scories.

Basé sur les données obtenues au cours de l'exploitation et sur les considérations théoriques, on établit les conditions d'obtention des fontes ayant une teneur en sulf au-dessous de 0,03%.

Levcovici D. T., p .145—148 CD 669.14.018.298

Contributions à l'étude de la relaxation des tensions dans les aciers destinés à la fabrication des organes pour assemblages démontables

On présente quelques résultats concernant l'épreuve à la relaxation de l'acier OLC 35, utilisé pour la fabrication des vis.

Les essais de relaxation ont été effectués dans des conditions requises, l'installation assurant les conditions nécessaires; le phénomène de fluage s'est déroulé sous contrôle, dans les limites dans lesquelles il participe au phénomène de relaxation. On a constaté que une température d'essai plus élevée accentue le phénomène de relaxation.

Ionescu C., Dumitrescu Tr. et *Pîrvu Gh.*, p. 149—151 CD 669.14—194

L'influence des paramètres technologiques sur la structure et sur les caractéristiques mécaniques des aciers à faible teneur en carbone, calmés avec de l'aluminium, destinés à l'emboutissage

Dans cet ouvrage on fait certaines corrélations entre différents paramètres du processus technologique, en tenant compte des résultats obtenus au cours de quelques expérimentations industrielles, en effectuant une interprétation statistique des données.

L'interprétation statistique des données a permis l'obtention d'une série de droites de regression qui donnent des indications sur le sens de variation d'une valeur en rapport avec une autre considérée.

En possession de ces droites de regression, on a pu établir, de proche en proche, les conditions requises pour les bandes laminées à chaud, pour pouvoir obtenir les caractéristiques optima des bandes laminées à froid.

Şerban N., Zamfirescu D. et *Axinte E.*, p. 152—155 CD 669.14.018.44—14

Aciers réfractaires et résistants à la corrosion, coulés en pièces

On présente des essais d'élaboration et de coulage de certaines pièces d'échange pour les fours de traitement thermique, en aciers à 20% de Ni—25% de Cr et en aciers à 36% de Ni — 16% de Cr, pièces qui doivent résister à l'action combinée des hautes températures avec le milieu ambiant corrosif du traitement thermique.

Ştefănescu D. M., p. 156—160 CD 669.131.7—14

Recherches concernant le coulage des pièces à parois minces en fonte à graphite nodulaire, dans des sables de moulage crus tassés dans le moule à de hautes pressions

On présente les essais effectués en vue d'établir une technologie de fabrication des pièces à parois minces, en fonte à graphite nodulaire, dans des sables de moulage crus tassés dans les moules à de hautes pressions. On a constaté que l'on peut obtenir des pièces saines dans des sables de moulage ayant 6% de houille et une humidité au-dessous de 3,2%, ou bien dans des sables de moulage ayant 2—3% de farine de bois et une humidité de 3,6—3,9%. La température minime de coulage est de 1 380°C. La teneur en carbone est limitée à 4,2% supérieur par l'apparition des soufflures et à 3,8% inférieur par l'apparition du blanchissement.

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta et *Ganovici Lucia*, p. 161—164 CD 669.822

L'influence de la composition de l'électrolyte sur la réduction électrochimique de l'uranium à la température de 1190°C

On a étudié le mécanisme des processus électrochimiques qui ont lieu lors de l'électrolyse ignée de l'uranium, ainsi que l'influence de la composition de l'électrolyte sur le rendement en courant. On propose un nouveau type de réaction, par lequel on décrit le processus d'électrolyse. En tenant compte de la tendance à la formation des complexes d'uranium avec les sels de fluor, les auteurs se proposent d'expliquer les grandes variations constatées en ce qui concerne l'efficience de l'électrolyse, en se basant sur la capacité de dissociation des complexes, en rapport avec la vitesse imprimée au processus par la densité de courant appliquée. On choisit une série d'électrolytes ayant des propriétés physiques et chimiques convenables, qui en même temps confèrent au complexe des coefficients de dissociation molaire variables. On constate expérimentalement la dépendance du reandement en courant de l'électrolyse en rapport avec le coefficient de dissociation molaire du complexe d'uranium, offrant, par cette voie, une méthode scientifique pour le choix de la composition de l'électrolyte.

Popescu M., p. 165—169 CD 621.774:622.24

Considérations concernant la fabrication du matériel tubulaire pour le forage de grande profondeur, à l'Entreprise de tubes „Republica"

On présente les résultats des expérimentations effectuées par voie industrielle à l'entreprise de tubes „Republica", pour la fabrication des tubes de forage, de la classe de résistance N 80 et des tubings de la classe de résistance C 75 et N 80. On présente aussi les compositions chimiques, les traitements thermiques et les caractéristiques mécaniques des aciers utilisés pour la fabrication des tubes de forage et des tubings, les standards roumains pour les tubes (dimensions, conditions générales, classes de résistance, respectivement marques d'aciers, calibres pour le contrôle des filets) étant alignés aux normes API, DIN, GOST, DCDMA.

Buzilă S., p. 170—172 CD 621.74.042—419.4

Recherches concernant la formation des fissures longitudinales lors du coulage des pièces bimétalliques en fonte à croûte dure et les moyens pour empêcher cette formation

On étudie les causes principales qui mènent à l'apparition des fissures longitudinales et on indique les mesures à prendre pour les éviter.

On met un accent particulier sur la vitesse de rotation au commencement du coulage, de la machine centrifuge et sur le moment auquel doit être coulée la fonte grise, agrès la solidification de la fonte blanche.

L'ouvrage comprend quatre figures représentant les éléments qui se sont trouvés à la base des conclusions exposées dans l'ouvrage.

Brustur Ana, p. 173—174 CD 666.76:543.062

La détermination de l'oxyde manganeux contenu dans les matériaux silica (silicieux)

On indique une méthode rapide pour la détermination de la teneur en MnO des matériaux silica, utilisant une réaction spécifique d'oxydation du Mn^{2+} au Mn^{7+}, ainsi que la couleur des nouveaux ions MnO_4 résultés. Le dosage est basé sur la loi fondamentale de la colorimétrie Lambert-Baer, selon laquelle l'extinction que l'on lit sut le tambour du photocolorimètre est directement proportionnelle avec la concentration de la solution.

Бану Шт. и *Ионеску М. П.*, р. 141—144 Дк 669.162.2675

Процессы десульфурации в условиях работы доменных печей М.К. Галац

В статье приводятся практические данные, касающиеся десульфурации в доменных печах М.К. Галац, рассматривая влияние различных технологических параметров на содержание серы в передельном чугуне, с целью установления оптимальных условий десульфурации.

Выявляется особое влияние правильного выбора состава шлаков, подчеркивая благоприятный эффект повышения содержания MgO в шлаке.

На основе эксплуатационных данных и термических соображений, устанавливаются условия получения чугунов с содержанием серы ниже 0,03 %.

Левкович Д. Т., р. 145—148 Дк 660.14.018.298

К изучению релаксации напряжений в сталях, предназначенных для органов разъемных соединений

Приведены некоторые результаты, касающиеся испытания на релаксацию стали OLO 35, применяемой для производства болтов.

Испытания релаксации производились в соответствующих условиях, установка обеспечивала необходимые условия, явление ползучести контролировалось в пределах участия в явлении релаксации. Было установлено, что повышение температуры испытания увеличивает релаксацию.

Ионеску К., *Думитреску Тр.* и *Пырву Г.*, р. 149—151 Дк 669.14—194

Влияние технологических параметров на структуру и механические характеристики низкоуглеродистых сталей, успакоенных алюминием, предназначенных для вытяжки

В статье приводятся корреляции между различными параметрами технологического процесса по результатам, полученным в промышленных испытаниях, при помощи статистической обработки данных.

Статистическая обработка позволила получить ряд регрессионных прямых дающих указания о направлении изменения величины в зависимости от других принятых величин.

При помощи указанных регрессионных прямых, имелась возможность установить приблизительно условия, которые должны выполнять горячекатаные полосы для получения оптимальных характеристик для холоднокатаных полос.

Шербан Н., *Замфиреску Д.* и *Аксинте Р.*, р. 152—155 Дк 669.14.018.44—14

Огнеупорные и коррозиестойкие литые стали

В статье показаны испытания по разработке и отливке сменных частей для термических печей из сталей с 20 % Ni—25 % Cr и с 36 % Ni—16 %Cr, которые должны быть устойчивы при комбинированном действии высоких температур и коррозионной среды при термообработке.

Штефэнеску Д. М., р. 156—160 Дк 169.131.7—14

Исследования по отливке тонкостенных деталей из сфероидального чугуна в сырые формовочные смеси, уплотненные при высоких давлениях

Показаны испытания, проведенные для установления технологии производства тонкостенных деталей из сфероидального чугуна, отлитых в сырые формовочные смеси, уплотненные при высоких давлениях. Было установлено, что можно получать здоровые отливки в смесях, содержащих 6 % каменного угля и ниже 3,2 % влаги, или в смесях содержащих 2—3 % древесных опилок и 3,6 — 3,9 % влаги. Минимальная температура литья 1380°C. Содержание углерода ограничено при высшем пределе до 4,2 % образованием раковин и при нижнем пределе до 3,8 % образованием отбела.

Петреску Н., *Николою Елисабета* и *Ганович Лучия*, р. 161—164 Д.К. 669.822

Влияние состава электролита на электрохимическое восстановление урана при температуре 1190 °C.

Был исследован механизм электрохимических процессов, происходящих при высокотемпературном электролизе урана, а также влияние состава электролита на выход по току. Предложен новый тип реакции, описывающей процесс электролиза.

Учитывая склонность к образованию урановых комплексов с фтористыми солями, авторы задаются целью объяснить значительные изменения эффективности электролиза на основе диссоциационной способности комплексов в зависимости от скорости, которую получает процесс путем приложенной плотности тока. Была выбрана серия электролитов с подходящими физико-химическими свойствами, которые в тоже время, сообщают комплексу переменные коэффициенты молярной диссоциации. Экспериментально, найдена зависимость выхода по току при электролизе в зависимости от коэффициента молярной диссоциации уранового комплекса, предлагая таким образом научный метод для выбора состава электролита.

Попеску М., р. 165—169 Дк 621.774 :622.24

Соображения, касающиеся производства трубного материала для глубокого бурения, на трубном предприятии „Республика"

Приводятся результаты испытаний, проведенных в промышленном масштабе в трубном предприятии „Республика" для производства обсадных труб, класса устойчивости N 80 и эксплуатационных труб, класса устойчивости C. 75 и N 80. Даются также химические составы, термические обработки и механические характеристики сталей, используемых для производства обсадных и эксплуатационных труб, румынские стандарты на трубы (размеры, общие условия, классы устойчивости — соответственно марки стали, резьбовые калибры), соответствующие нормам API, ДИН, ГОСТ, ДСДМА.

Бузилэ С., р. 170—172 Дк 621.74.042—419.4

Исследования, касающиеся образования и предупреждения появления продольных трещин при центробежной отливке биметаллических деталей из чугуна с твёрдой коркой

Исследуются основные причины, приводящие к появлению продольных трещин и даются меры по их предупреждению.

Особо подчеркивается скорость вращения в начале литья, горизонтальной централбежной машины и время литья серого чугуна после затвердевания белого чугуна.

Статья включает четыре рисунка, содержа́ие элементы стоявшие в основе выводов работы.

Брустур Ана, р. 173—174 Дк 666.76 : 543.062

Определение закиси марганца в динасовых материалах

Показан быстрый метод определения содержания MnO в динасовых материалах, используя специфическую реакцию окисления Mn^{+2} до Mn^{+7}, и характерную окраску полученных ионов MnO_4. Количественное определение имеет в основе фундаментальный закон Ламбер—Бэра, согласно которому гашение, отсчитываемое по барабану фотоколориметра прямо пропорционально концентрации раствора.

Banu Şt. und *Ionescu M. P.*, p. 141—144 DK 669.162.267.6

Entschwefelungsvorgang unter den Betriebsbedingungen der Hochöfen im Eisenhüttenwerk — Galaţi

Es werden praktische Daten über den Entschwefelungsvorgang bei den Hochöfen des Eisenhüttenwerkes — Galaţi vorgelegt und der Einfluss von verschiedenen technologischen Parametern auf den Schwefelgehalt des Frischeisens — zwecks Bestimmung der optimalen Entschwefelungsbedingungen — wird analysiert.

Der besondere Einfluss einer korrekten Wahl der Schlackenzusammensetzung wird hervorgehoben und die günstige Wirkung der Erhöhung des Mn-Gehaltes in der Schlacke wird angezeigt.

Auf Grund von Betriebsdaten und theoretischen Betrachtungen wurden die Erzeugungsbedingungen für Eisen mit unter 0,03 % Schwefelgehalt festgestellt.

Levcovici D. T., p. 145—148 DK 669.14.018.298

Beiträge zu der Erforschung der Spannungsrelaxation in Stählen für Schraubverbindungen

Es werden einige Ergebnisse betreffs Relaxationsversuche für einen OLC 35 Schraubenstahl vorgelegt.

Die Relaxationsversuche wurden unter entsprechenden Bedingungen durchgeführt, die Einrichtung versicherte die notwendigen Erfordernisse, das Kriechphänomen entwickelte sich — zwischen den Grenzen da es zu der Relaxation teilnimmt — unter Kontrolle. Es wurde festgestellt dass eine Erhöhung der Versuchstemperatur das Relaxationsphänomen verstärkt.

Ionescu C., Dumitrescu Tr. und *Pîrvu Gh.*, p. 149—151 DK 669.14—194

Einfluss der technologischen Parameter auf das Gefüge und die mechanischen Eigenschaften der aluminiumberuhigten kohlenstoffarmen Stählen für Pressziehen

Es werden einige Wechselbezeihungen zwischen den verschiedenen Parametern des technologischen Vorganges entwickelt, vom Standpunkt der im Rahmen von Industrieversuche, mittels statistischer Datenverarbeitung, erhaltenen Ergebnisse.

Die statistische Verarbeitung ermöglichte die Entwicklung einer Reihe von Regressionsgeraden die Anleitungen über die Richtung der Änderung einer Grösse in Abhängigkeit von den anderen berücksichtigten Grössen bietet.

Auf Grund dieser Regressionsgeraden konnten, durch stufenartige Näherungen, die Bedingungen die das warmgewalzte Band treffen muss, um optimale Kennziffern für das kaltgewalzte Band zu erreichen, festgestellt sein.

Şerban N., Zamfirescu D. und *Axinte E.*, p. 152—155 DK 669.14.018.44—14

Feuerfester und korrosionsfester Stahlguss

Es werden die Laboruntersuchungen betreffs Erzeugung und Guss von Ersatzteilen für Wärmebehandlungsöfen aus Stählen mit 20 % Ni — 25 % Cr und Stählen mit 36 % Ni — 16 % Cr vorgelegt. Die Stücke müssen der kombinierten Wirkung von Hochtemperatur und Angriffsmittel widerstehen.

Ştefănescu D. M., p. 156—160 DK 669.131.7—14

Erforschungen betreffs Giessen von dünnwandigen Teilen aus Kugelgraphitguss in pressaufgestampften Rohmischungen

Es werden die durchgeführten Versuche betreffs Bestimmung einer Erzeugungstechnologie für das Giessen von dünnwandigen Teilen aus Kugelgraphitguss in pressaufgestampften Rohformmischungen vorgelegt. Es wurde festgestellt dass gesunde Teile in Mischungen mit 6 % Steinkohle und Feuchtigkeit unter 3,2 %, oder in Mischungen mit 2—3 % Holzmehl und 3,6—3,9 % Feuchtigkeit erzeugt sein können. Die minimale Giesstemperatur war 1 380°C. Der Kohlenstoffgehalt hat als obere Grenze 4,2 % infolge Blasenentstehung und als untere Grenze 3,8 % infolge Bleichung.

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta und *Ganovici Lucia*, p. 161—164 DK.668292

Einfluss der Elektrolytzusammensetzung auf die elektrochemische Reduktion des Urans bei 1 190°C

Es wird der Mechanismus der elektrochemischen Vorgänge die bei der Warmelektrolyse des Urans stattfinden, als auch der Einfluss der Elektrolytzusammensetzung auf die Stromnutzwirkung untersucht. Ein neuer Reaktionstyp für den Elektrolysenvorgang wird vorgeschlagen. Die Tendenz der Entstehung von Urankomplexen mit den Fluorsalzen berücksichtigend, nehmen sich die Authoren vor die festgestellten grossen Änderungen was Elektrolyseneffizienz betrifft, durch die Dissoziationskapazität der Komplexen in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit — dem Vorgang durch die Stromdichte angetragen — zu erklären. Eine Reihe von Elektrolyten mit geeigneten physikalisch-chemischen Eigenschaften, die gleichzeitig dem Komplex veränderliche Moldissoziationskoeffizienten verleihen, wird gewählt. Die Abhängigkeit der Stromnutzwirkung von dem Moldissoziationskoeffizient wird experimentalweise festgestellt, was eine wissenschaftliche Methode für die Wahl der Elektrolytzusammensetzung bietet.

Popescu M., p. 165—169 DK 621.774 : 622.24

Betrachtungen betreffs Erzeugung von rohrartigen Produkten für Tiefbohrung im Rohrwerk „Republica"

Es werden Ergebnisse von auf Industriestufe im Rohrwerk „Republica" durchgeführten Versuche, zwecks Erzeugung von Bohrrohren — Widerstandsklasse N. 80 und von Förderstangen — Widerstandsklassen C. 75 und N. 80, vorgelegt. Chemische Zusammensetzungen, Wärmebehandlungen und mechanische Kennziffern der für Bohrrohre und Förderstangen benutzten Stählen werden ebenfalls angezeigt. Die rumänischen Rohrnormen (Abmessungen, Generalbedingungen, Widerstandsklassen — bzw. Stahlsorten, Gewindekaliber) werden mit den entsprechenden API, DIN, GOST und DCDMA Normen verglichen.

Buzilă S., p. 170—172 DK 621.74.042—419.4

Erforschungen betreffs Entstehung und Vorbeugung von Longitudinalrissen bei Schleudergiessen von bimetallischen Stücken aus Hartguss

Es werden die Hauptursachen die zu Entstehung von Longitudinalrissen führen und die Massnahmen deren Vorbeugung analysiert.

Eine besondere Beachtung wird der Drehgeschwindigkeit der waagerechten Schleudermaschine bei Giessanfang und des Moments wenn das Graueisen — nach Erstarrung des Weisseisens — gegossen sein muss geschenkt.

Das Artikel ist mit vier Bildern die die Grundlagen der Schlussfolgerungen enthalten ergänzt.

Brustur Ana, p. 173—174 DK 666.76 :543.062

Bestimmung des Manganoxyds in Dinas-Materialien

Es wird ein rasches Bestimmungsverfahren für Mn-Gehalt der Dinas-Materialien, dass eine spezifische Oxydierungsreaktion von Mn^{2+} zu Mn^{7+} und die charakteristische Farbe der entstandenen MnO_4 Ionen benutzt, vorgelegt. Die Bestimmung hat als Grundlage das Hauptgesetz der Lambert-Baer Kolorimetrie, laut welchem die an der Photokolorimetertrommel gelesene Extinktion direkt proportional zu der Lösungskonzentration ist.

Banu Şt. and *Ionescu M. P.*, p. 141—144 DC 669.162.267.6

The desulphuration process under the operating conditions of the blast-furnaces in Iron and Steel Plant — Galaţi

The paper presents practical data related to the desulphuration process at the blast-furnaces in Iron and Steel Plant — Galaţi, analyzing the influence of various technological parametra upon sulphur content of steel-pig in view to establish optimal desulphuration conditions.

The particular influence of a correct choice of slag composition is emphasized, as well as the favourable effect of raising MgO content in the slag.

Based upon shop data and upon theoretical considerations, conditions for obtaining iron with less than 0.03 % sulphur content are stipulated.

Levcovici D. T., p. 145—148 DC 669.14.018.298

Contributions to the study of stress relaxation in steels for screw-type elements

The paper presents several results regarding the relaxation test in the case of a OLC 35-steel used for screw manufacturing.

Relaxation tests were performed under adequate conditions, the outfit providing the necessary requirements, creeping — within the limits it participates to the relaxation phenomenon — developed under control. It was observed that increase in testing temperature accentuates relaxation.

Ionescu C., Dumitrescu Tr. and *Pîrvu Gh.*, p. 149—151 DC 669.14—194

Influence of technological parametra upon structure and mechanical characteristics of aluminium-killed low-carbon steel for dishing

The paper develops several correlations between the various parametra of the technological process, from the standpoint of results obtained by means of statistical data-processing in industrial-scale investigations.

The statistical processing allowed to obtain a series of regression lines, which offer indications regarding the change direction of one parameter as a function of other parametra taken into consideration.

Based on these regression lines and using a step-by-step proceeding, conditions to be met by hot-rolled strips, in view to obtain optimal characteristics for cold-rolles strips, could be established.

Şerban N., Zamfirescu D. and *Axinte E.*, p. 152—155 DC 669.14.018.44—14

Cast parts out of refractory and corrosion-resisting steels

The paper presents tests performed in view of making and casting spare parts for heat-treatment furnaces out of steels with 20 % Ni — 25 % Cr and steels with 36 % Ni — 16 % Cr; cast parts have to resist the combined action of high temperature and corrosive media of heat treatment.

Ştefănescu D. M., p. 156—160 DC 669.131.7—4

Investigations regarding casting of thin-walled parts out of nodular iron in green mixtures rammed at high pressures

The paper presents tests performed in view to establish a manufacturing technology for thin-walled parts, cast out of nodular iron in green forming mixtures rammed at high pressures. It was found that healthy parts may be obtained in mixtures with 6 % pitcoal and lower than 2 % water content, or in mixtures with 2—3 % wood powder and 3.6—3.9 % water content. Minimal casting temperature was 1,380°C. Carbon content is restricted at the upper limit of 4.2 % by hole development and at the lower limit of 3.8 % by bleaching.

Petrescu N., Nicoloiu Elisabeta and *Ganovici Lucia*, p. 161—164 DC 669.822

Influence of electrolyte composition upon electrochemical reduction of uranium at 1,190°C

The paper studies the mechanism of electrochemical processes taking place during electrolysis of uranium at high temperatures, as well as the influence of electrolyte composition upon current yield. A new type of reaction for explaining the electrolysis process is proposed. Taking ito account the tendency towards formation of complex uranium compounds with fluorine salts, the authors try to explain the great fluctuations observed as regards electrolysis efficiency through the dissociation capacity of the complex compounds which, in its turn, depends upon the speed induced into the process by the applied current density. A series of electrolytes with adequate physico-chemical properties, which at the same time offer to the resulting complex compound variable molar dissociation coefficients, are choosen. The relationship existing between electrolysis current yield and molar dissociation coefficient of the complex uranium compound is demonstrated experimentally, offering thus a scientific method for choosing electrolyte composition.

Popescu M., p. 165—169 DC 621.774 : 622.24

Considerations regarding manufacturing of pipes for great-depth drilling in Tube Works „Republica"

The paper presents results of investigations performed on industry scale at the Tube Works „Republica" in view of manufacturing casing pipes — N. 80 resistance class — and tubings — C. 75 and N.80 resistance class. Chemical compositions, heat treatments and mechanical characteristics of steels used in manufacturing casing pipes and tubings are indicated, Romanian standards (dimensions, general conditions, resistance classes — i.e. steel brands, screw gauges) being compared with the respective API, DIN, GOST and DCDMA standards.

Buzilă S., p. 170—172 DC 621.74.042—419.4

Investigations regarding formation and prevention of longitudinal cracks during centrifugal casting of bimetal parts out of hardskin iron

Main causes which lead to occurence of longitudinal cracks are studied, as well as measures for their prevention.

A special emphasis is put upon the rotation speed of the horizontal centrifugal machine at casting start and upon the moment grey-iron has to be cast, after white-iron solidification.

The paper offers also four diagrams containing the elements which substantiate the drawn conclusions.

Brustur Ana, p. 173—174 DC 666.76 :543.062

Determination of manganese protoxide in acid materials

The paper indicates a fast method for determining the MnO content in acid materials, using a specific oxidation reaction of Mn^{2+} to Mn^{7+} and the characteristic colour of resulting MnO_4-ions. Dosage is based upon the fundamental law of the Lambert-Baer colorimeter, following which the extinction read on the drum of the photocolorimeter is directly proportional to the concentration of the solution.

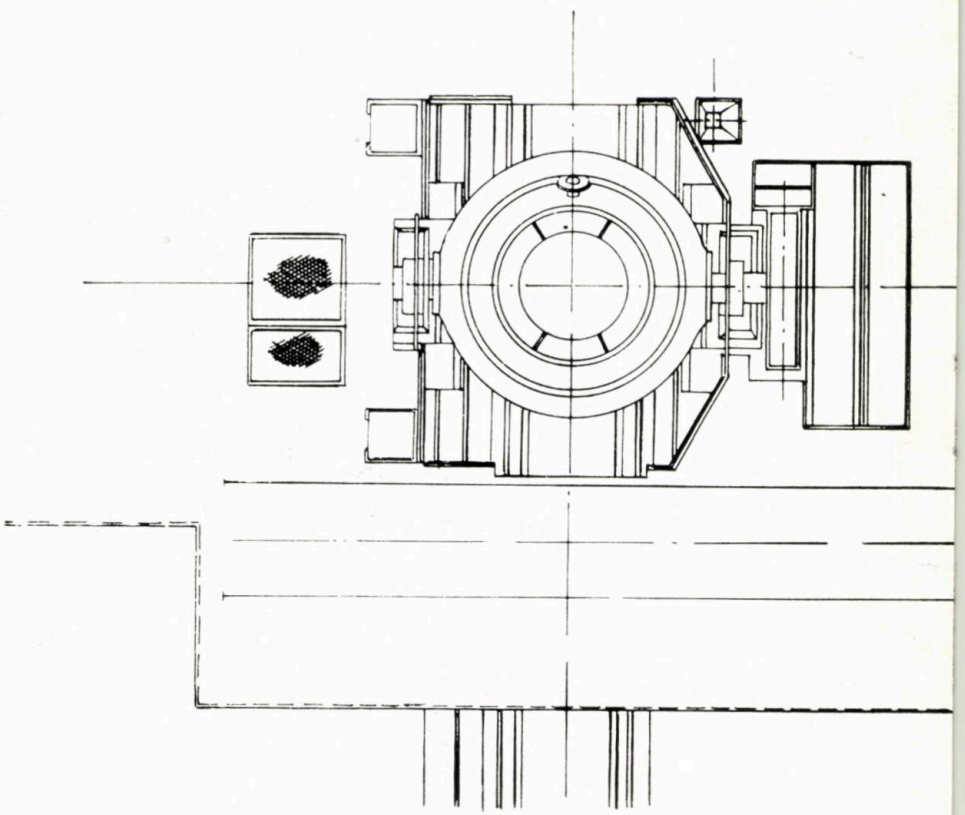
TEPRO®

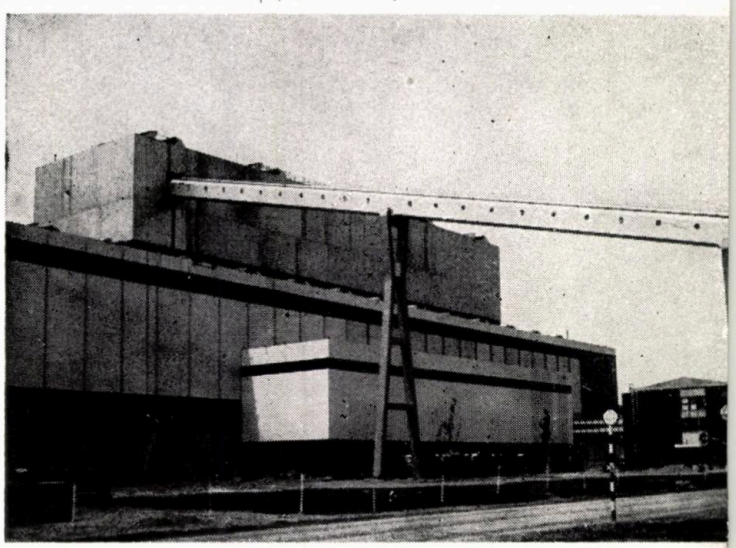
- Țevi sudate profilate (pătrate, dreptunghiulare, ovale, eliptice)
- Profile formate la rece pentru uz general
- Profile formate la rece pentru tîmplărie metalică
- Profile speciale pentru utilizări diverse

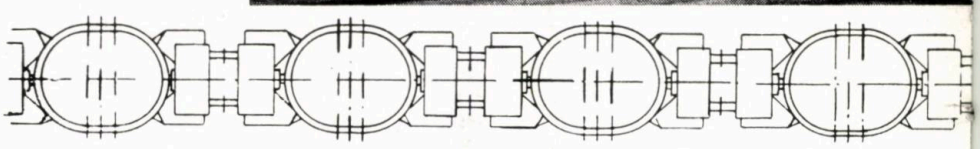
Produce și livrează

ÎNTREPRINDEREA METALURGICA IAȘI
Șos. Țuțora nr. 132
Tel. 30322; 30371, 30720
Telex 022268 UZIMET

IPROMET







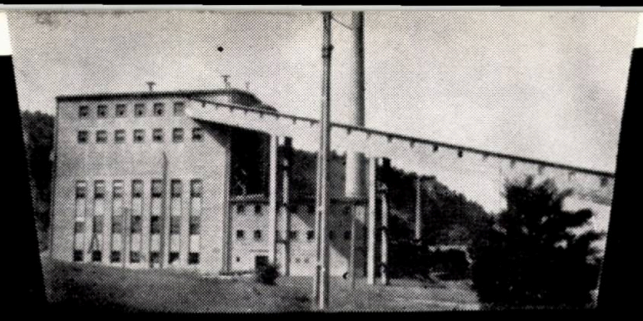
INSTITUTUL DE PROIECTARE TEHNOLOGICĂ DE UZINE ŞI INSTALAŢII METALURGICE

București 45, str. 13 Decembrie 20, tel. 13.37 58

PROVIDES DESIGNING FOR

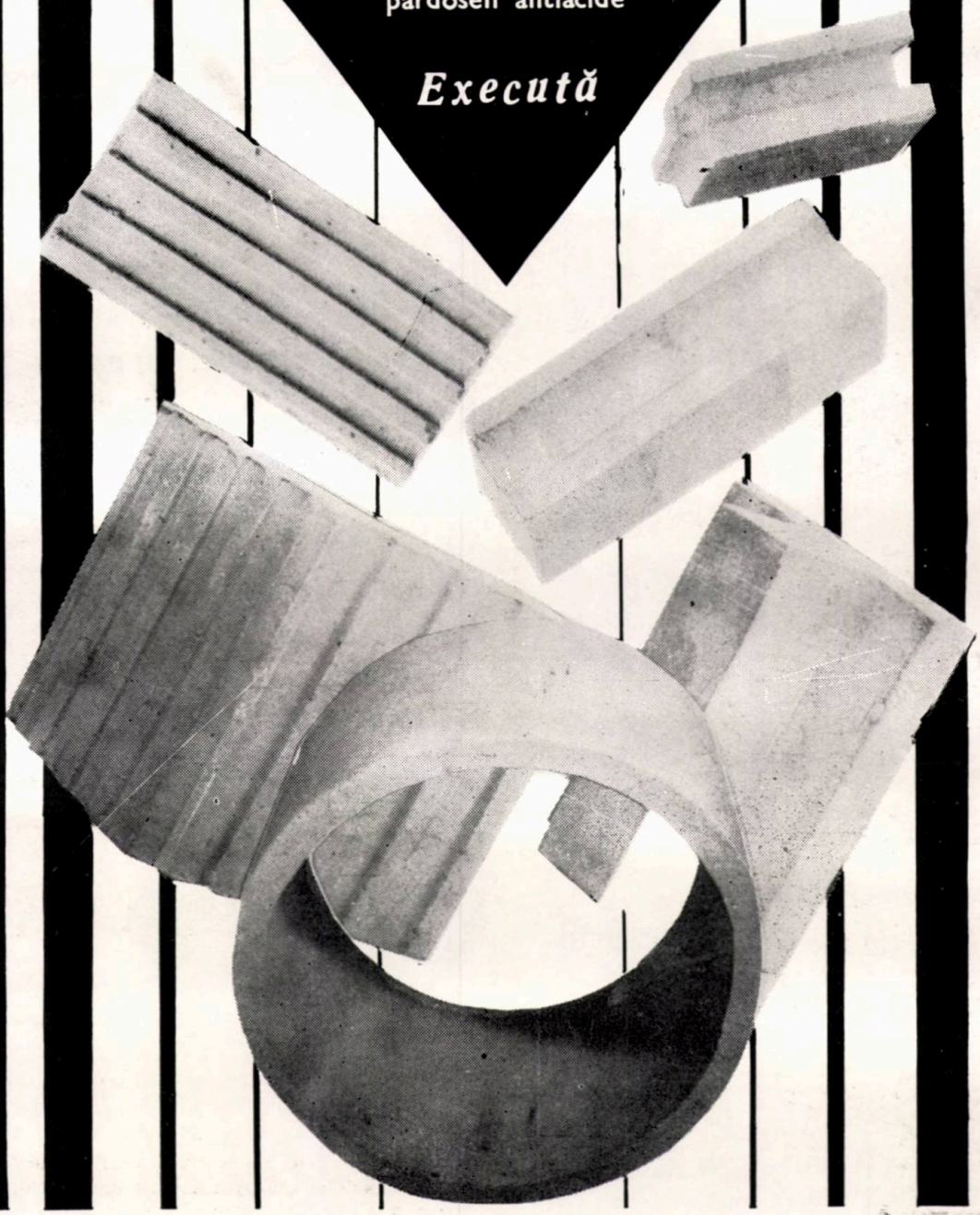
INTEGRATED IRON AND STEEL WORKS ● IRON ORES SINTERING PLANTS ● COKE-OVEN PLANTS ● BLAST-FURNACES ● STEEL MILLS ● REFRACTORIES PLANTS ● FOUNDRIES FOR HEAVY CASTINGS ● ENERGY SERVICES IN IRON AND STEEL WORKS (BLOWERS, COMPRESSED AIR AND OXYGEN STATIONS, ELECTRICAL AND HYDROTECHNICAL SYSTEMS, A.S.O.) ● IRON AND STEEL WORKS EQUIPMENT

DESIGNING WORK - ENGINEERING - TECHNICAL ASSISTANCE



Produse ceramice antiacide pentru căptușirea instalațiilor de fabricare a acidului sulfuric, a băilor de decapare în siderurgie și pentru pardoseli antiacide

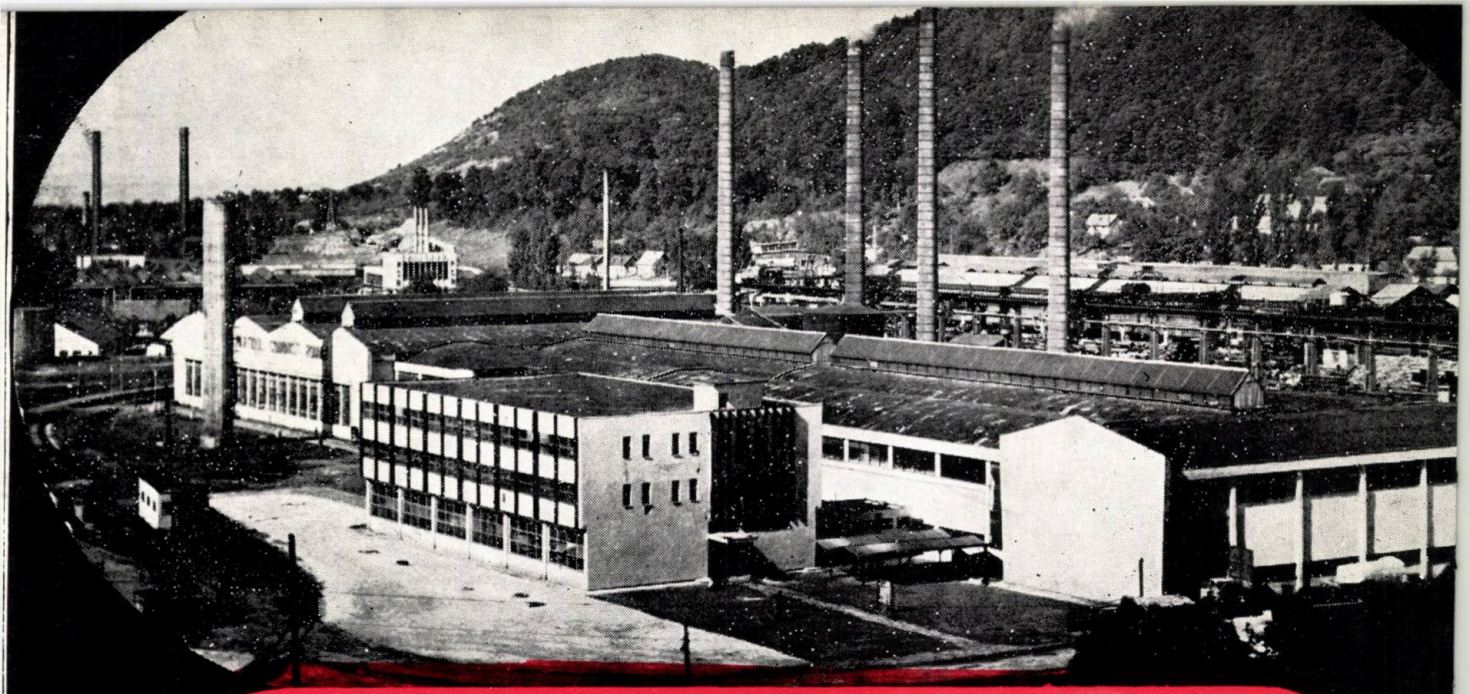
Execută



Fabrica de produse refractare

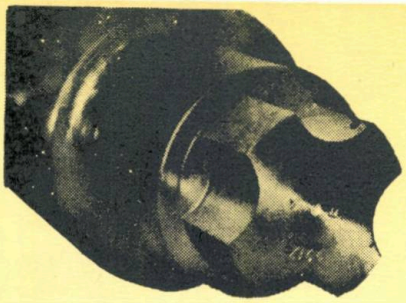
REFRACTAR

Aleșd — Județul Bihor



INTREPRINDEREA
OȚELUL ROȘU

Orașul Oțelul Roșu
Str. Mihail Eminescu, nr. 10
Jud. Caraș Severin
Telefon 4



CILINDRI DIN FONTĂ

● cilindri duri (definiți) ● cilindri indefiniți cu grafit lamelar (clasici) ● cilindri cu grafit nodular ● cilindri netezitori pentru țevi Mannesmann

BARE DIN OȚEL TRASE LA RECE

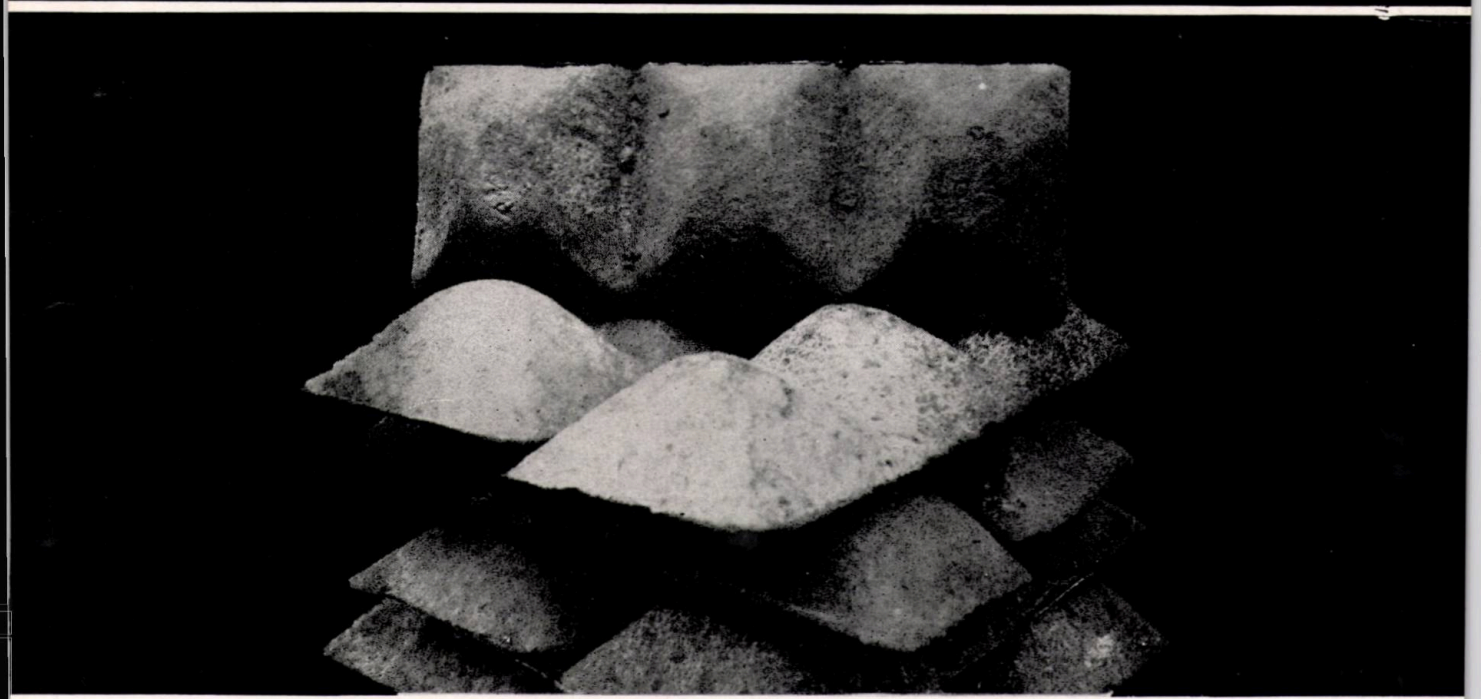
● rotunde Ø 15 - 70 mm ● hexagonale 17 - 55 mm, din : oțel carbon obișnuit, oțel carbon de calitate, oțel pentru automate, oțel aliat ● rotunde Ø 15 - 30 mm, din oțel pentru rulmenți

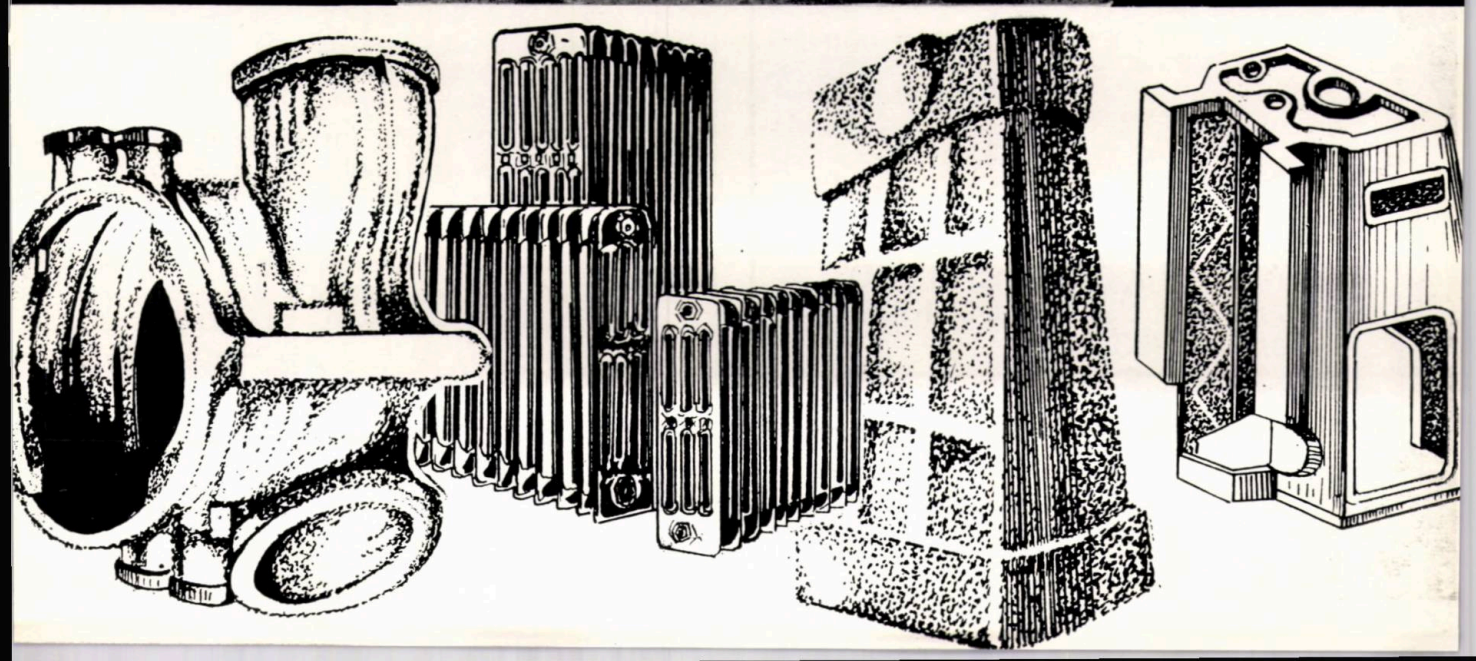
BENZI DIN OȚEL LAMINATE LA RECE

● grosimea 0,2 - 3,5 mm ● lățimea 10 - 200 mm, din : oțel carbon, oțel aliat și oțel carbon de scule

INTREPRINDEREA
VICTORIA
Călan

- Fontă cenuşie STAS 882—65
- Piese de schimb pentru siderurgie
- Piese pentru maşini-unelte
- Radiatoare din fontă
- Cilindri din fontă pentru laminoare
- Lingotiere
- Maselotiere
- Pîlnii de turnare
- Poduri de turnare
- Semicocs
- Cocs fluidizare
- Cocs metalurgic pentru furnal





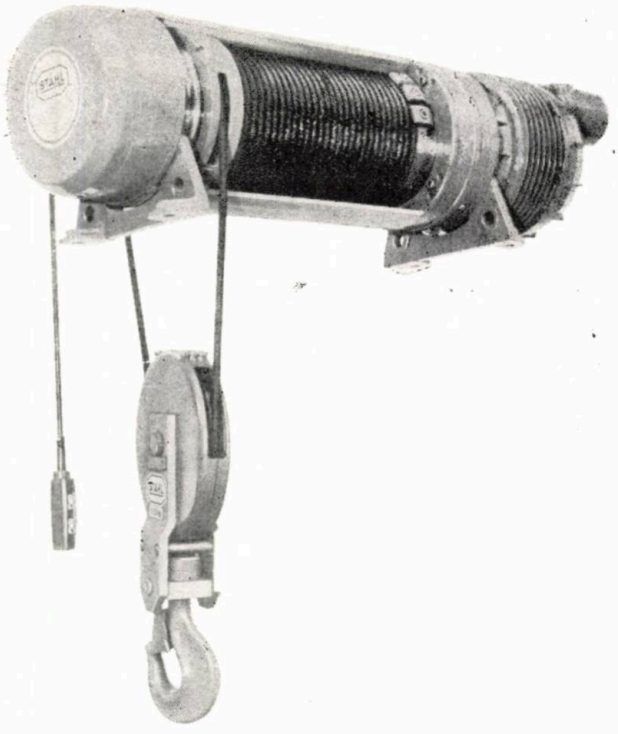
STAHL

livrează:

Elevatoare electrice
capacitate portantă 150-50.000 kgf

Instalații de transport
semiautomate și automate

Macarale
Utilaje de macara
Instalații de cumutare



. . . livrabile și în
executare antiexplosivă

R. STAHL D 7000 Stuttgart 1 BRD
Postfach 399, Ulmer Str. 231-239
Telefon 07 11/33 75 81
Telex 07 23 818

ÎN ATENȚIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacție în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor și adresa lor exactă, pentru corespondență și retribuție.

— După titlul articolului, autorii vor indica : numele și prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituției la care funcționează.

— Articolele nu vor depăși :
— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici tc.
— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă și măsurile adecvate de protecția muncii-.

— Articolele originale vor fi însoțite de un rezumat de maximum 1 pagină în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă : ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obținute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol și va fi redactată după cum urmează :

— pentru cărți : numele autorului, inițiala prenumelui, titlul întreg al cărții, în limba originală, editura, localitatea, anul apariției ;

— pentru reviste sau alte publicații periodice : numele autorului, inițiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoțite de o legendă a figurilor.

— Autorii vor primi articolul în formă culeasă pentru „Bun de tipar", ei vor putea modifica numai greșelile tipografice sau erorile de conținut ; nu se va ține seamă de modificările stilistice. Materialul cu viza „Bun de tipar" se va înapoia redacției în cel mult două zile.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

— Manuscrisele vor fi trimise pe adresa : Centrul de documentare și publicații tehnice al M.I.M., revista Metalurgia, str. Academiei 7, sector 1, București.

ingineri şi tehnicieni

PENTRU ANUL 1974

REÎNNOIŢI-VĂ

abonamentul la revista

METALURGIA

Organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România

Revista publică articole originale și de sinteză, studii și cercetări experimentale, realizări tehnice, actualități și discuții, extrase din presa tehnică de specialitate, cronici privind evenimentele tehnico-științifice, recenzii de cărți, precum și prezentări de reviste din țară și străinătate.

Revista se adresează inginerilor și tehnicienilor din producție, proiectanților, cercetătorilor, profesorilor și studenților din sectoarele metalurgiei feroase şi neferoase şi de materiale refractare.

Abonamentele se primesc pe adresa M.I.M. — Centrul de documentare și publicații tehnice — București, str. Academiei nr. 7, sector 1, cont virament 30.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România.

Tarif pentru întreprinderi : 150 lei anual; tarif pentru ingineri, tehnicieni, studenți etc.: 48 lei anual. Costul unui exemplar 5 lei.

REÎNNOIŢI

comenzile de publicitate la revista

METALURGIA

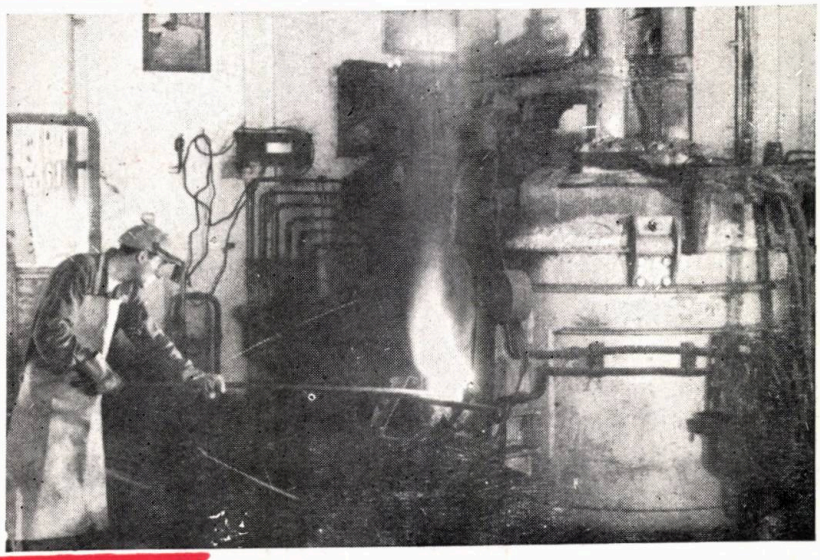
Pentru anul 1974

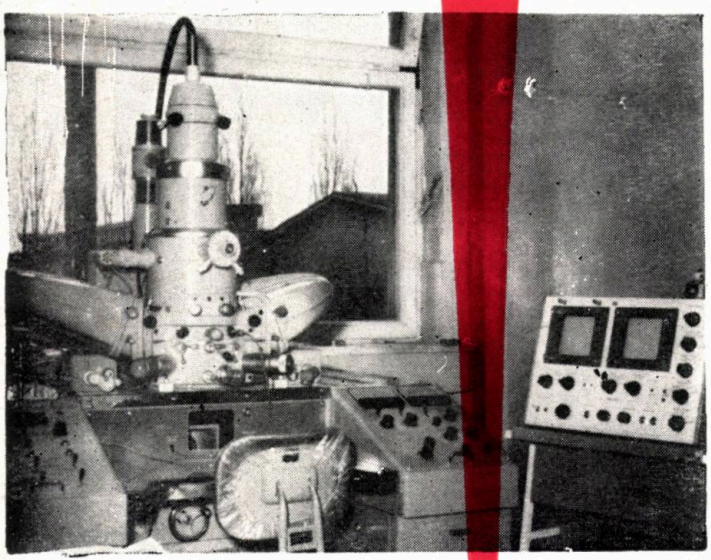
Revista publică pagini de reclamă industrială, la negru și în culori, pentru produsele întreprinderilor siderurgice, de materiale refractare și lucrări de construcții și montaje siderurgice.

De asemenea, publică reclame pentru întreprinderile furnizoare de materii prime și materiale auxiliare, utilaje și echipamente industriale din țară și străinătate.

Vă informăm totodată că revista "METALURGIA" face schimb cu peste 40 reviste străine, constituind astfel un bun mijloc de propagandă a produselor şi a realizărilor noastre siderurgice peste hotare.

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE





dotat cu utilaj şi aparatură modernă

Execută cercetări ştiinţifice pe bază de contract în domeniile : fonte, oţeluri (elaborare, turnare, deformare plastică şi tratament termic), utilizarea raţională a oţelurilor, aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs, semicocs, materiale refractare, termotehnică metalurgică, cercetări matematice şi economice în metalurgie etc.

Efectuează cercetări tehnologice pe bază de contract:

- lucrări de metalografie optică şi electronică ;
- cercetări cu ajutorul microsondei electronice ;
- lucrări de tratament termic în cuptoare electrice şi băi de săruri ;
- forjări şi laminări de diferite produse ;
- încercări fizico-mecanice ;
- analize chimice ;
- diverse expertize şi analize de gaze din metale (oxigen, hidrogen şi azot).

Livrează diverse produse rezultate în staţiile pilot: oţeluri, aliaje neferoase, pulberi metalice etc.

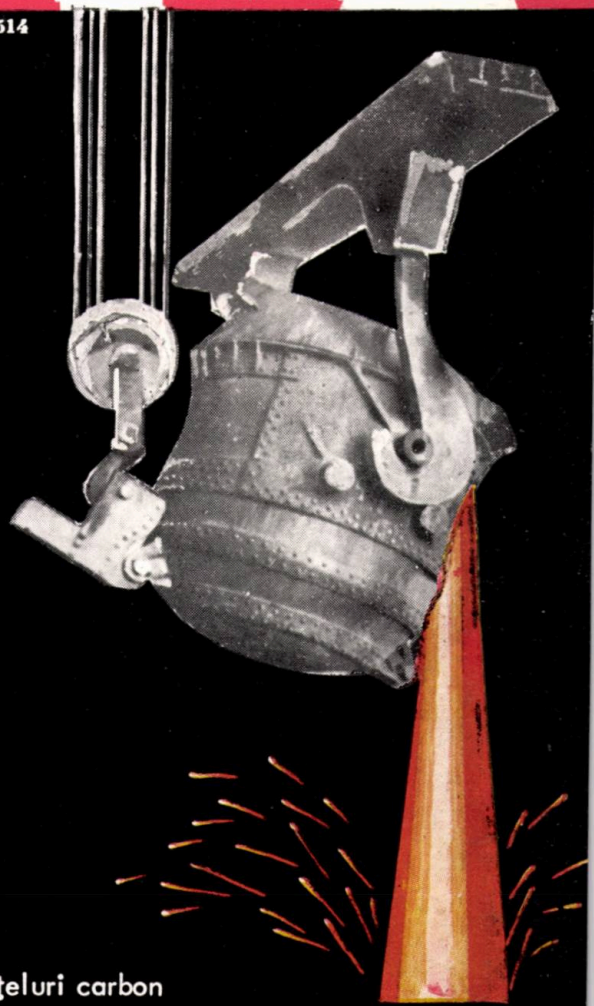
ICEM

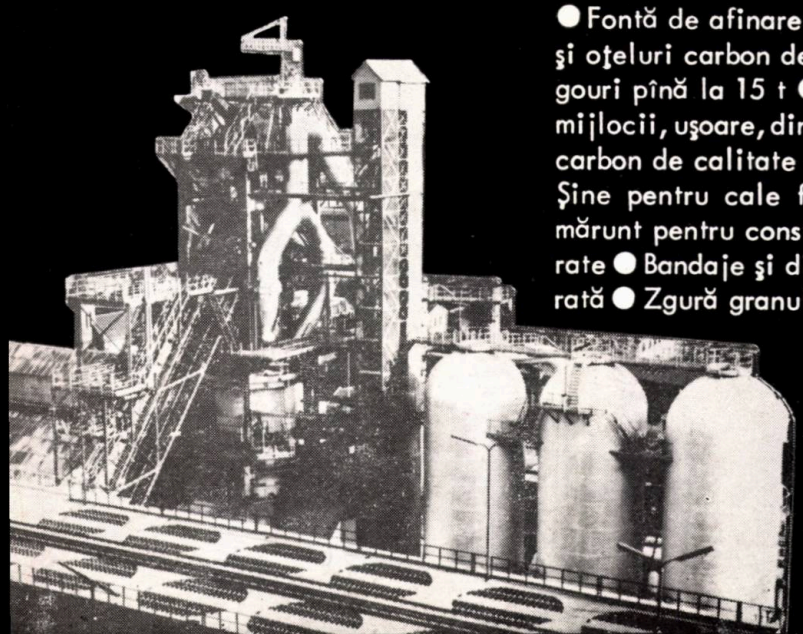
BUCUREŞTI — Str. Mehadiei nr. 39 — Sect. 7 — tel. 49.33.80 — Telex. 369

COMBINATUL SIDERURGIC

REŞIŢA

Adresa telegrafică: Centsid—Reşiţa ● Telefon: 11883; 12152; 11882; 13033 ● Telex: 013514
Reg. com.: 4298/1954 Bucureşti—România ● Cont: B.N.R.S.R. Reşiţa 30.05.80.00





● Fontă de afinare ● Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 t ● Profile grele, mijlocii, uşoare, din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate ● Şine pentru cale ferată ● Material mărunt pentru construcţia căilor ferate ● Bandaje şi discuri de cale ferată ● Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC Reşiţa

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.55

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi construcţii de maşini:
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  - ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

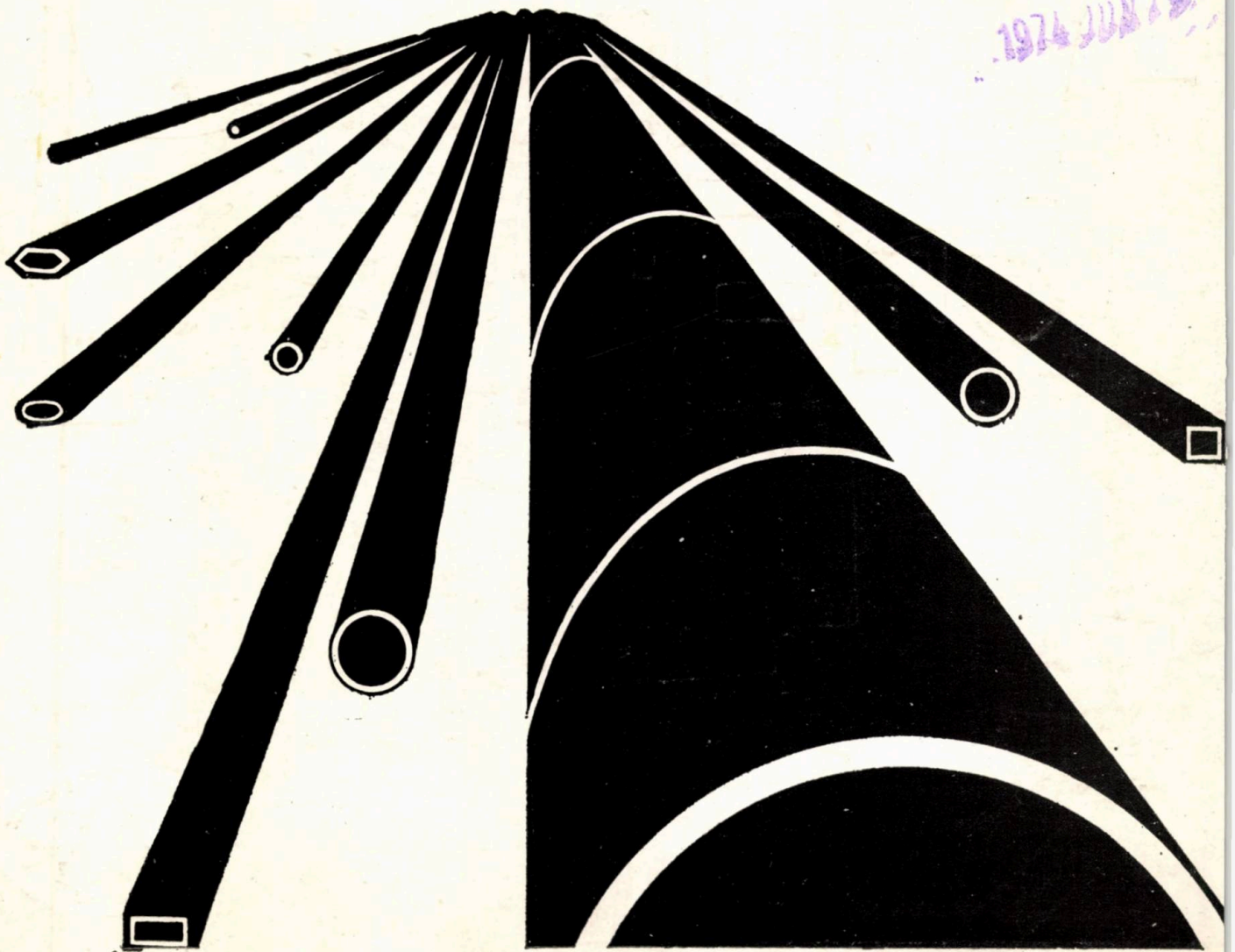
EXPORTA:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede

1974 JUN 21



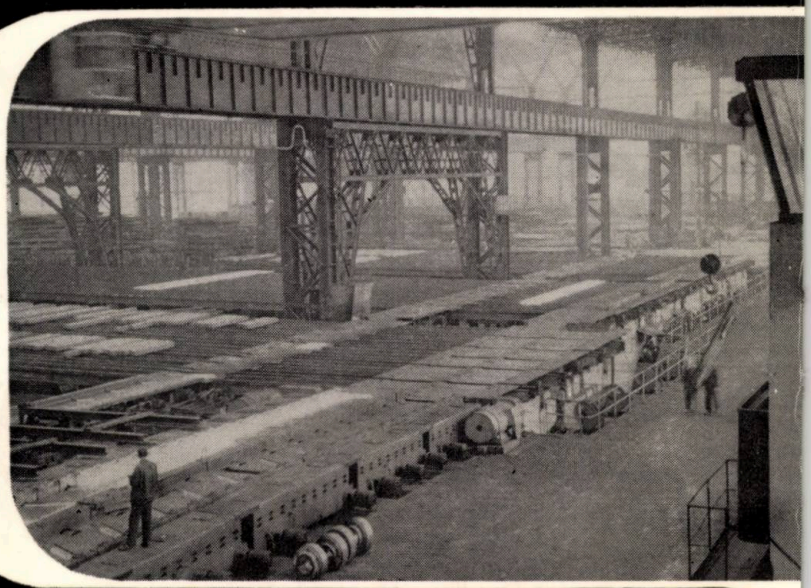
E 5280

R

METALURGIA

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXVI • NR. 4 • APRILIE 1974

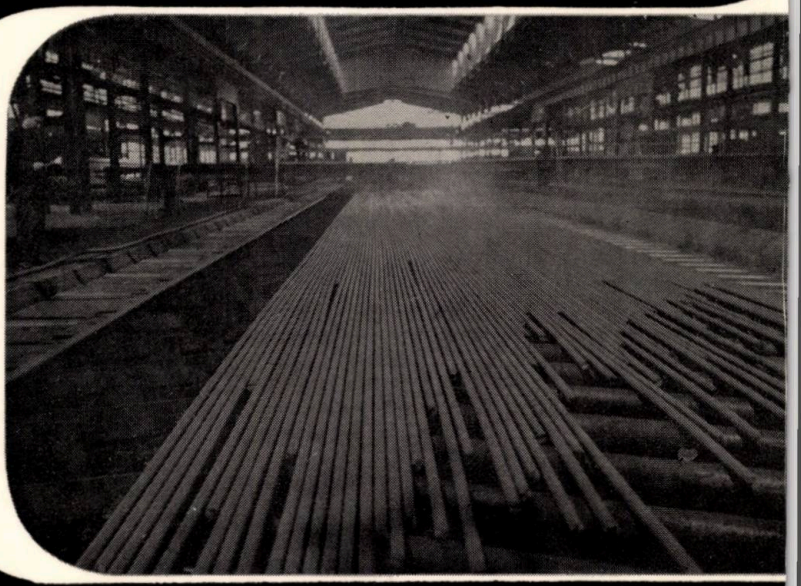
COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA



1884 · 1974

CSH

90 ANI



STR. DR. PETRU GROZA NR. 8 HUNEDOARA TELEX: 032411; TEL. 1075 - 1077 - 1450 - 2533 - 2934

E3280

METALURGIA

Anul 26 Nr. 4 Aprilie 1974

CUPRINS

Trotuș C.: **Combinatul siderurgic—Hunedoara, unitate de bază a siderurgiei românești** 213

Pățan R.: **Creșterea gradului de utilizare economică a fondurilor fixe — rezultat al diversificării producției, îmbunătățirii calității ei și economisirii resurselor.** 219

Forizs Șt. și *Kaba E.*: **Cercetări și experimentări semiindustriale privind utilizarea cărbunilor Bărbăteni în șarja de cocsificare la Uzina cocsochimică de la C. S. Hunedoara** 222

Mazur Margareta: **Epurarea biologică a apelor uzate fenolice de la Uzina cocsochimică—Hunedoara** 227

Achim A.: **Folosirea prafului de var și dolomita ca intensificatori ai procesului de aglomerare** . . 232

Gheorghișor Gh., Fotopolos C., Cotar I., Riza M. și *Bratu C.*: **Unele probleme ale insuflării păcurii în furnale și rezultatele obținute la C.S.H.** . . 234

Boiangiu Cr., Dan C. și *Katra Fr.*: **Considerații privind durabilitatea bolților bazice la cuptoarele Martin de 400 t** 239

Rădulescu Gh., Faur S., Deheleanu C. și *Boiangiu Cr.*: **Considerații privind intensificarea proceselor metalurgice în cuptorul Martin cu oxigen** . . . 242

Rusu B. și *Pușcău Livia*: **Unele aspecte metalurgice ale fabricării oțelului pentru autoturisme** . . . 246

Găvănescu N. și *Lung O.*: **Aspecte privind tehnologia de fabricație a oțelului pentru automate** . . . 249

Marinescu I., Ștefan N. și *Pușcău Livia*: **Cercetări privind creșterea gradului de puritate a oțelului de rulmenți elaborat la C. S. Hunedoara** . . . 253

Ilca I.: **Determinarea gradientului și a tensiunilor termice în perioada de preîncălzire la oțelurile aliate** 256

Samoilescu S.: **Cercetări privind creșterea proprietăților mecanice de rezistență prin tratamente termomecanice la temperaturi scăzute pentru un oțel de uz general pentru construcții** 260

Lung O., Popovici A. și *Beneș L.*: **Aspecte tehnologice privind elaborarea și laminarea oțelurilor inoxidabile austenitice** 266

Lupa V., Cernei C. și *Molotcov A.*: **Calibrarea și laminarea profilului pentru fabricarea grinzilor de susținere a abatajelor** 270

Lupa V.: **Calibrarea și laminarea profilului special pentru brăzdar de plug** 275

Horvath Z. și *Braisch D.*: **Îmbunătățiri aduse instalației de automatizare complexă a laminorului bluming 1 300 mm** 280

Moldovan E.: **Răcirea dirijată a sîrmei în timpul laminării la cald** 287

Tomoiaș T. și *Adamovits R.*: **Influența flamării în flux la cald asupra calității semifabricatelor pentru țevi** 291

Popovici Maria, Benția M., Colțun Marinela și *Rică I.*: **Utilizarea cuantovacuului ARL 31.000 pentru controlul analitic al procesului de elaborare a oțelurilor inoxidabile** 294

Saimac A.: **Cercetări pe model fizic asupra repartiției energiei electrice în cuptoare de încălzire a materialelor în vrac** 298

Adam G. și *Bende B.*: **Unele probleme ale danturării roților dințate cu module mari** 304

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE . . . 252, 286, 303

COMITETUL DE REDACȚIE

A. Antonescu, C. Avram, Șt. Cardaleф, V. Chiriță, Vl. David, A. Dijmărescu, Ctin. Dragomir, I. Drăgan, Tr. Dumitrescu, Suzana Gâdea, V. Grosu, Vl. Holban, A. Ieremia, B. Koncz, P. Marcu, I. Moldovan, N. Murguleț, Fl. Oprea, Ig. Pavoni, T. Segărceanu, L. Sofroni, Cl. Ștefănescu, I. Tripșa, V. Vulcu

Redactor responsabil: L. Sofroni

Șef rubrică: Georgeta Comșa

Tehnoredactor: Lydya Popescu

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Academiei 7, Sector 1. Telefon: 13.02.28 și 15.81.50/171. Revista este editată de C.D.P.T.—M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul nostru de virament: 30.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România — Sector 1. M.I.M. — Centrul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni, ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul — Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23—25, Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

I.P.I. c. 1065

42 406

SOMMAIRE

CD 669.1.013.5.(498)

Trotuş C. : **Le Complexe sidérurgique Hunedoara — pièce maîtresse de la sidérurgie roumaine.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 213–217

CD 338.45

Păţan R. : **L'augmentation du degré d'utilisation économique des capitaux fixes — résultat de la diversification de la production, de l'amélioration de la qualité et de l'économie des ressources.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 219–221

CD 662.664 : 662.749.2

Forizs Şt. et *Kaba E.* : **Recherches et expérimentations demi-industrielles concernant l'utilisation du charbon de Bărbăteni dans la charge de cokéfaction à la cokerie du Complexe sidérurgique—Hunedoara.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 222–226

CD 662.749.363.2 : 66.074

Mazur Margareta : **L'épuration biologique des eaux usées phénoliques à la Cokerie de Hunedoara.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 227–231

CD 622.785 : 549.742.12 : 552.54

Achim A. : **L'utilisation de la poussière de chaux et de dolomie comme intensificateurs du processus d'agglomération.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 232–233

CD 669.162.267.4 (498)

Gheorghişor Gh., Fotopolos C., Cotar I., Riza M. et *Bratu C.* : **Quelques problèmes de l'injection du mazout aux hauts fourneaux et les résultats obtenus au Complexe siderurgique de Hunedoara.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 234–238

CD 669.183.211.36

Boiangiu Cr., Dan C. et *Katra Fr.* : **Quelques considérations concernant la durabilité des voûtes basiques des fours Martin — 400 t.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 239–241

CD 669.183.2 : 662.611.25

Rădulescu Gh., Faur S., Deheleanu C. et *Boiangiu Cr.* : **Considérations concernant l'intensification des processus métallurgiques dans le four Martin à l'oxygène.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 242–245

CD 669.14.018.291 : 629.113

Rusu B. et *Puşcău Livia* : **Quelques aspects métallurgiques de la fabrication de l'acier pour automobiles.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 246–248

CD 669.14.018.252.3

Găvănescu N. et *Lung O.* : **Aspects concernant la technologie de fabrication de l'acier de décolletage.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 249–252

CD 669.14.298

Marinescu I., Ştefan N. et *Puşcău Livia* : **Recherches sur l'accroissement du degré de pureté de l'acier à roulements produit par le Complexe sidérurgique—Hunedoara.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 253–255

CD 669.15–194 : 621.785.1

Ilca I. : **Détermination du gradient et des tensions thermiques des aciers inoxydables pendant le préchauffage.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 256–259

CD 669.14.018.29 : 539.4/5

Samoilescu S. : **Travaux de recherches concernant l'amélioration des propriétés mécaniques de resistance à l'aide des traitements thermomécaniques à des basses températures pour un acier de construction d'usage général.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 260–265

CD 669.14.018.8 : 621.771.2

Lung O., Popovici A. et *Beneş L.* : **Aspects technologiques concernant l'élaboration et le laminage des aciers inoxydables austénitiques.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 266–269

CD 621.771.26

Lupa V., Cernei C. et *Molotcov A.* : **Le calibrage et le laminage du profile pour la fabrication des poutres de soutènement des abattages.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 270–274

CD 621.771.26

Lupa V. : **Le calibrage et le laminage du profile special pour soc de charrue.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 275–279

CD 621.771.22 – 52 : 65.011.56
Horvath Z. et *Braisch D.* : **L'amélioration de la marche de l'installation d'automation complexe du blooming 1 300 mm.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 280–286

CD 621.771.25.016.2 : 621.78.082
Moldovan E. : **Le refroidissement dirigé du fil-machine pendant le laminage à chaud.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 287–290

CD 621.771.28 : 536.46
Tomotaş T. et *Adamovits R.* : **L'influence du flammage en flux à chaud sur la qualité des ébauches de tube.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 291–293

CD 669.14.018.8
Popovici Maria, Benţa M., Colţun Marinela et *Rică I.* : **L'utilisation du Quantovac ARL 31 000 pour le contrôle analytique du processus d'élaboration des aciers inoxydables.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 294–297

CD 621.783.2
Saimac A. : **Recherches sur modèle physique concernant la distribution de l'énergie électrique dans les fours de réchauffage pour les matériaux en vrac.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 298–303

CD 621.833 :621.91
Adam G. et *Bende B.* : **Quelques problèmes de la denture des roues dentées.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 304–308

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.1.013.5(498)
Тротуш К.: **Металлургический комбинат в Хунедоаре — основной завод румынской черной металлургии**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 213–217

ДК338.45
Пэцан Р.: **Увеличение степени экономического использования основного капитала — результат разновидности производства улучшения качества и экономии ресурсов**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 219–221

ДК 662.664 : 662.749.2
Фориш Шт. и *Каба Е.:* **Исследования и полупромышленные опыты по использованию углей Бэрбэтени в шихте коксования на коксохимическом заводе Металлургического Комбината в Хунедоаре**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 222–226

ДК 662.749.363.2 : 66.074
Мазур Маргарета: **Биологическая очистка сточных фенолных вод на коксохимическом заводе в Хунедоаре.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 227–231

ДК 622.785 : 549.742.121.54
Аким А: **Использование известковой и доломитной пыли интенсификатором агломерационного процесса**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 232–233

ДК 669.162.267.4.(498)
Георгишор Г., Фотополос К., Котар И., Риза М. и *Браду К.:* **Проблемы вдувания мазута в доменную печь и достигнутые результаты на Металлургическом Комбинате в Хунедоаре**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 234–238

ДК669.181.211.36
Боянджиу Кр., Дан К. и *Катра Фр.:* **О сроке службы основных сводов 400-тонных матерновских печей**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 239–241

ДК 669.183.2 : 662.611.25
Рэдулеску Г., Фаур С., Дехелеану К. и *Боянджиу Кр.:* **Соображения по интенсификации металлургических процессов в мартеновской печи с кислородом**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 242–245

ДК 669.14.018.291 : 629.113
Русу Б. и *Пускэу Ливия:* **Некоторые металлургические аспекты производства стали для автомобилей**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 246–248

ДК 669.14.018.25.3

Гэвэнеску Н. и Лунгу О.: **Аспекты технологии производства автоматной стали**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 249–252

ДК 669.14.018

Маринеску И., Штефан Н. и *Пушкэу Ливия:* **Исследование увеличения степени чистоты подшипниковой стали на М.К. в Хунедоаре**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 253–255

ДК 669.15–194 : 621.785.1

Илка И. **Определение градиента и термических напряжений легированных сталей в период предварительного нагрева**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 256–259

ДК 669.14.018.29 : 539.4/5

Самоилеску С.: **Исследования по улучшению механических свойства и прочности с помощью термических обработо на низких температурах конструкционной стали общего назначения**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 260–265

ДК 669.14.018.8 : 621.771.2

Лунг О., Попович А. и *Бенеш Л.:* **Технологические аспекты выплавки и прокатки нержавеющих аустенитных сталей**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 266–269

ДК 621.771.26

Лупа В., Черней К. и *Молотков А.:* **Калибровка и прокатка профилей для производства опорных балок для забоев**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 270–274

ДК 621.771.26

Лупа В.: **Калибровка и прокатка специального профиля для лемехов плуга**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 275–279

ДК 621.771.22–52 : 65.011.56

Хорват З. и *Браиш Д.:* **Улучшения установки для комплексной автоматизации блюминга 1300 мм**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4 ,p. 280–286

ДК 621.771.25.016.2 : 621.78.082

Молдован Е.: **Направленное охлаждение проволоки при горячей прокатке**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 287–290

ДК 621.771.28 : 536.46

Томоташ Т. и *Адамовитс Р.:* **Влияние пламенной горячей очистки в потоке на качество трубных заготовок**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 291–298

ДК 669.15.018.8

Попович Мария, Бенца М., Колцун Маринела и *Рыкэ И.* **Использование куантовака АРЛ 31.000 для аналитического контроля процесса выплавки нержавеющих сталей**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 294–297

ДК 624.783.2

Саймак А.: **Исследование, на физической модели, распределения электрической энергии в нагревательных печах для сыпучих материалов**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 298–303

ДК 621.833 :621.91

Адам Г. и *Бенде Б.:* **Некоторые проблемы расцепления зубчатых колёс**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 304–308

INHALT

DK 669.1.013.5 (498)

Trotuş C.: **Das Eisenhüttenkombinat Hunedoara, Grundeinheit der rumänischen Eisen-und Stahlindustrie.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 213–217

DK 338.45

Păţan R.: **Erhöhung des wirtschaftlichen Ausnutzungsgrades der festen Fonds-Ergebnis der Diversifikation der Produktion, der Verbesserung der Güte und der Ersparung der Hilfsmitrel.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 219–221

DK 662.664 : 662.749.2

Fortzs Şt. : **Halbindustrielle Untersuchungen und Erprobungen über die Verwendung der „Bărbăteni"—Kohle in der Koksfüllung beim Kokschemischen Werk des Eisenhüttenkombinates Hunedoara.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 222–226

DK 662.749.363.2 : 66.074

Mazur Margareta : **Biologishe Reinigung der Phenolabwässer beim kokschemischen Werk Hunedoara.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 227–231

DK 622.785.549.742.12 : 552.54

Achim A. : **Die Verwendung des kalk-und Dolomitstaubes als Intensivierungsmittel des Sintervorgangs.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 232–233

DK 669.162.267.4 (498)

Gheorghişor Gh., Fotopolos C., Cotar I., Riza M. und *Bratu C.* : **Einige Fragen des Oleinblasens in Hochöfen und die beim Hüttenkombinat Hunedoara erzielten Ergebnisse.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 234–238

DK 669.183.211.36

Boiangiu Cr., Dan C. und *Katra Fr.* : **Betrachtungen über die Dauerhaltbarkeit der basischen Gewölbe bei den 400 — To Martinöfen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 239–241

DK 669.183.2 : 662.611.25

Rădulescu Gh., Faur S., Deheleanu C. und *Boiangiu Cr.* : **Betrachtungen über die Intensivierung der Hüttenvorgänge im Sauerstoff — Martinofen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 242–245

DK 669.14.018.291 : 629.113

Rusu B. und *Puşcău Livia* : **Einige metallurgische Gesichtspunkte der Stahlherstellung für Personenkzaftwagen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 246–248

DK 669.14.018.252.3

Găvănescu N. und *Lungu O.* : **Fragen über die Verfahrenstechnik des Automatenstahles.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 249–252

DK 669.14.298

Marinescu I., Ştefan N. und *Puşcău Livia* : **Untersuchungen über die Erhöhung des Reinheitsgrades des vom Eisenhüttenkombinates Hunedoara hergestellten Kugellagerstahles.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 253–255

DK 669.15–194 : 621.785.1

Ilca I. : **Bestimmung des Gradienten und der Wärmespannungen während der Vorwärmung im Falle der legierten Stähle.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 256–259

DK 669.14.018.29 : 539.4/5

Samoilescu S. : **Untersuchungen uber die Erhöhungen der Mechanischen Eigenschaften durch thermomechanische Behandlungen bei niefrige Temperaturen bei einem üblichen Baustahl.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 260–265

DK 669.14.018.8 : 621.771.2

Lung O., Popovici A. und *Beneş L.* : **Technologische Ansichten über die Erschmelzung und das Walzen der nichtrostenden austenitischen Stähle.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 266–269

DK 621.771.26

Lupa V., Cernei C. und *Molotcov A.* : **Kalibrierung und Walzen des Profils für die Herstellung der Abbaustützträger.**

Metalurgia 26 (1974) nr. 4, p. 270–274

DK 621.77.

Lupa V. : **Die Kalibrierung und das Walzen des Sonderprofils für Pflugscharen.**

Metalurgia 26 (1974) nr. 4, p. 275–279

DK 621.771.22–52 : 65.011.56

Horvath Z. und *Braisch D.* : **Verbesserungen der Komplexen Automatisierungsanlage des 1 300 mm — Blockwalzwerkes.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 280–286

DK 621.771.25.016.2 : 621.78.082

Moldovan E. : **Die gesteuerte Kühlung des Drahtes während des Warmwalzens.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 287–290

DK 621.771.28 : 536.46

Tomotaş T. und *Adamovitz R.* : **Der Einfluss des Abflammens im Warmfluss auf die Güte der Halbzeuge für Rohre.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 291–293

DK 669.14.018.8

Popovici Maria, Benţa M., Colţun Marinela und *Rîcă I.* : **Die Verwendung des Quantowacks ARL 31 000 für die analytische Kontrolle des Erschmelzungsvorgang der nichtrostenden Stähle.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 294–297

DK 621.783.2
Saimac A. : **Untersuchungen auf physischen Modell über die Verteilung der elektrischen Energie in Öfen für die Erwärmung der Ausschüttungsmaterialien.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 298–303

DK 621.833 : 621.91
Adam G. und *Bende B.* : **Einige Fragen der Verzahnung der Zahnräder.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 304–308

CONTENTS

DC 669.1.013.5 (498)
Troluș C. : **Hunedoara Iron and Steel Complex a Major Works of Romanian Iron and Steel Industry.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 213–217

DC 338.45
Pățan R.: **The increase of economic usage degree of investment permanent funds, a result of production diversification, quality improvement and resource saving.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 219–221

DC 662.664 : 662.749.2
Forizs Șt. and *Kaba E.* : **Some researches and semi-industrial experiments on the utilization of the coal from Bărbăteni in coke packing at the coke-chemical plant – Hunedoara Iron and Steel Complex.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 222–226

DC 662.749.363.2 : 66.074
Mazur Margareta : **Biological treatment of used phenolic waters from Hunedoara coking chemical plant.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 227–231

DC 662.785 : 549.742.12 : 552.54
Achim A. : **Lime and dolomite powder used as intensifiers in the sintering process.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 232–233

DC 669.162.267.4 (498)
Gheorghișor Gh., Fotopolos C., Cotar I., Riza M. and *Bratu C.*: **Some considerations on the oil injection to blast furnaces and the results reached at Hunedoara Iron and Steel Complex (C.S.H.).**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 234–238

DC 669.183.211.36
Botangiu Cr., Dan C. and *Katra Fr.* : **Some considerations on the life of the 400 t open hearth's basic roofs.**
Metalurgia, 26 (1974), nr. 4, p. 239–241

DC 669.183.2 : 662.611.25
Rădulescu Gh., Faur S., Deheleanu C. and *Boiangiu Cr.* : **Considerations regarding the intensification of the metallurgical processes in the open hearth furnace.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 242–245

DC 669.14.018.291 : 629.113
Rusu B. and *Pușcău Livia* : **Some metallurgical aspects of the automative steelmaking.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 246–248

DC 669.14.018.252.3
Găvănescu N. and *Lung O.* : **Aspects of the production technology for the automatic steel.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 249–252

DC 669.14.298
Marinescu I., Ștefan N. and *Pușcău Livia* : **Some researches on growth of the degree of purity of bearing steel.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 253–255

DC 669.15–194 : 621.785.1
Ilca I. : **Determination of termic gradient and stresses during the pre-heating stage in the alloyed steels.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 256–259

DC 669.14.018.29 : 539.4/.5
Samoilescu S. : **Some researches on the increase of the mechanical strength through hot mechanical treatment at low temperatures of the general structural steel.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 260–265

DC 669.14.018.8 : 621.771.2
Lung O., Popovici A. and *Beneș L.* : **Technological aspects concerning the elaboration and rolling of the austenitic stainless steels.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 266–269

DC 621.771.26
Lupa V., Cernei C. and *Molotcov A.* : **Graduation and rolling of the profile used in roof beams making for stopes.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 270–274

DC 621.771.26
Lupa V.: **Graduation and rolling of the special profile for plaugh-share**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 275–279

CD 621.771.22–52 : 65.011.56
Horvath Z. and *Braisch D.* : **Improvements in the complex automatization unit of the 1300 mm cogging — mill.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 280–286

DC 621.771.25.016.2 : 621.78.082
Moldovan E. : **Controlled cooling of wire during hot rolling.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 287–290

DC 621.771.28 : 536.46
Tomotaş T. and *Adamovitz R.* : **The influence of hot flame-cutting in flux over the qualities of slab billets for tubes.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 291–293

DC 669.14.018.8
Popovici Maria, Benţa M., Colţun Marinela and *Rică I.* : **The usage of ARL 31 000 quantovacuum for the analytic control of stainless steels smelting process.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 294–297

DC 621.783.2
Saimac A. : **Researches on physical model concerning the electric power assignment at heating furnaces for bulk material.**
Metalurgia 26 (1974) nr. 4, p. 298–303

DC 621.91833:621.91
Adam G. and *Bende B.* : **Some problems of gears tooth construction.**
Metalurgia 26 (1974), nr. 4, p. 304–308

Combinatul siderurgic—Hunedoara, unitate de bază a siderurgiei românești

Ing. C. Trotuș
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 669.1.013.5(498)

A intrat în tradiția constructorilor socialismului ca periodic să facă un bilanț al realizărilor, să analizeze activitatea trecută, pregătindu-se în același timp pentru escaladarea noilor culmi ce le stau în față pe drumul ce duce la construirea societății socialiste multilateral dezvoltate. Un astfel de prilej îl constituie pentru siderurgiștii hunedoreni aniversarea a 90 de ani de cînd primul furnal al uzinei, ce avea să devină combinatul de astăzi, a început să producă fontă.

Combinatul siderurgic—Hunedoara este continuatorul unei străvechi tradiții siderurgice existente în împrejurimi din timpuri preistorice. Meșteșugul extragerii și prelucrării fierului a fost transmis și perfecționat generație de generație de către daci, romani și apoi de către meșterii localnici în perioada de formare a poporului român. Numeroasele unelte de fier găsite în cetățile dacice din munții Orăștiei, documentele epigrafice, urmele unor exploatări organizate din perioada dominației romane, cît și cuptorul cu cuvă din Valea Caselor de lîngă Ghelar (sec. al IX-lea) a cărei machetă este expusă la muzeul tehnicii din Londra, atestă existența și dezvoltarea continuă a extragerii și prelucrării fierului pe meleagurile hunedorene.

Primele documente scrise privind mineritul și extragerea fierului, datînd din secolul al XV-lea, cît și documentele ulterioare, scot în evidență existența în zonă a numeroase ateliere de tip manufacturier, care asigurau, în mare măsură, necesarul de fier al Principatului Transilvaniei, cît și al Principatelor Române de peste munți, factor important în formarea și întreținerea unității economice pe întreg cuprinsul teritoriului locuit de români.

O etapă importantă în dezvoltarea siderurgiei hunedorene începe la mijlocul secolului al XVIII-lea cînd la Topliță intră în funcțiune un furnal care avea să imprime un nou avînt producției de fier a atelierelor prin adoptarea de noi procedee tehnologice de fabricație a fierului și oțelului prin afinarea fontei pe vetre închise. În 1813 baza tehnică a producției de fontă este dezvoltată prin intrarea în producție a unui nou furnal la Govăjdie.

Hunedoara, centru străvechi al comerțului cu fier și centru administrativ pentru numeroasele ateliere existente în împrejurimi, devine principalul producător de fontă din Transilvania odată cu construirea și punerea în funcțiune, la 12 iunie 1884, a primului furnal, dată ce constituie actul de naștere a Uzinelor de la Hunedoara care pe parcursul a 90 de ani de existență se vor dezvolta continuu, devenind în anii socialismului unitate de bază a siderurgiei românești.

Construirea, pînă în 1902, a încă patru furnale, situează Uzinele de la Hunedoara cu cele 87 000 t fontă produse în anul 1913 pe primul loc în producția de fontă a Imperiului Austro-Ungar. Încercările de asimilare a producției de oțel Martin și Bessemer, executate în această perioadă, au fost sortite eșecului, Hunedoarei rezervîndu-i-se rolul de furnizor de fontă pentru alte uzine producătoare de oțel.

După primul război mondial Uzinele de Fier—Hunedoara, odată cu trecerea în proprietatea statului român, înregistrează o sensibilă reducere a producției cauzată de lipsa de interes, controlul producției siderurgice în România fiind deținut de capitalul particular.

De-abia după anul 1927 se dezvoltă sectorul de prelucrare și, ulterior, se realizează un ciclu metalurgic complet, prin construirea, în perioada 1938—1941, a unei oțelării Martin și a unui laminor reversibil pentru producția de semifabricate. Ca urmare în anul 1943, an de vîrf în producția uzinei, se obțin 42 600 t fontă, 42 000 t oțel și 32 000 t laminate.

23 August 1944, dată care marchează eliberarea țării noastre de sub jugul fascist, deschide noi perspective de dezvoltare a Uzinelor de la Hunedoara.

Conferința Națională a Partidului Comunist Român din 1945, stabilind căile de redresare și dezvoltare a României într-un stat industrial-agrar dezvoltat, a acordat Hunedoarei rolul principal în dezvoltarea siderurgiei românești — sarcina de a asigura cu metal industrializarea socialistă a țării.

După refacerea potențialului economic al uzinei și depășirea producției antebelice, după naționalizarea mijloacelor de producție din 11 iunie 1948 începe adevărata perioadă de dezvoltare a Uzinelor de la Hunedoara, etapă marcată de punerea în funcțiune, în 1952, a furnalului nr. 6 de 450 m³, primul furnal modern din țară, agregat complet mecanizat și parțial automatizat, proiectat de specialiști români și realizat prin cooperarea întreprinderilor metalurgice din țară.

Capacitatea de producție a fost mărită continuu, ajungîndu-se în prezent la un disponibil de 4 500 m³ volum util din care doar 250 m³ reprezintă contribuția vechii uzine la producția actuală de fontă.

Asigurarea pregătirii materiei prime și combustibilului pentru furnale s-a realizat prin construirea unei cocserii cu patru baterii avînd o capacitate de 1 000 000 t/an și a două fabrici de aglomerare cu două, respectiv trei, benzi de aglomerare, totalizînd o suprafață de 420 m².

Dezvoltarea producției de oțel s-a făcut inițial prin mărirea capacității cuptoarelor existente și, ulterior, prin construirea de noi capacități de producție a oțelului Martin și electric. Capacitatea instalată constă din 13 cuptoare Martin, cu capacitate nominală de 90—400 t, și șase cuptoare electrice, din care două cuptoare de 50 t pe șarjă. Prelucrarea producției de oțel lingou într-o gamă sortimentală în concordanță cu solicitările consumatorilor de metal este asigurată de un complex de linii de laminare cuprinzînd capacități de blumuire și semifabricate, linii de laminare a profilelor grele, mijlocii și ușoare. Corespunzător au fost dimensionate unități proprii mecano-energetice capabile să satisfacă funcționarea continuă a agregatelor siderurgice în condițiile promovării rapide a mecanizării și automatizării proceselor tehnologice și de muncă.

Eforturile depuse de statul socialist, de întregul nostru popor, pentru dezvoltarea combinatului, sînt reflectate de creșterea continuă și în ritm susținut a valorii mijloacelor fixe, astfel numai în perioada 1950—1970 această valoare a crescut de aproape 14 ori (fig. 1).

Înzestrarea combinatului cu agregate noi și moderne de mare capacitate a creat premisele necesare ca producția fizică, în toate sectoarele de activitate, să înregistreze dinamici înalte (fig. 2).

La creșterea producției de metal, concomitent cu punerea în funcție a noilor obiective productive, au contribuit măsurile menite să sporească gradul de utilizare a capacităților de producție, de valorificare la un nivel superior a potențialului material și uman al combinatului. Astfel producția de cocs a fost mărită cu peste 18% față de capacitatea nominală proiectată prin punerea în practică a concluziilor rezultate din cercetarea statistico-matematică a factorilor tehnologici, în condițiile utilizării la cocsificare a peste 50% huile de gaz tinere, element care situează combinatul ca unitate—pionier pe plan mondial.

În domeniul producției de fontă asimilarea de noi tehnologii și procedee de lucru, într-o perioadă cînd acestea erau abia în curs de afirmare pe plan mondial, a situat secțiile de furnale în primele rînduri pe linia insuflării gazului metan, utilizării aglomeratului autofondant, fabricării fontelor de afinare cu mangan redus etc.

Dacă dezvoltarea producției de oțel s-a realizat în principal pe procedeul Martin forța de creație a potențialului uman din combinat s-a concentrat spre perfecționarea constructivă și îmbunătățirea regimului termic al cuptorului în condițiile specifice intensificării proceselor metalurgice cu ajutorul oxigenului, în plin proces de dezvoltare a capacităților de producție. Concomitent cu creșterea producției de oțel s-a urmărit și asigurat, în aceeași măsură, diversificarea acesteia; actualmente combinatul produce 316 mărci de oțeluri, axîndu-se pe oțeluri de calitate superioară, cum sînt: oțelurile pentru sape de foraj, utilaj feroviar, rulmenți, autoturisme, camioane și tractoare, cazane de înaltă presiune, transformatoare, utilaj chimic, navale, patinabile pentru industria energetică și altele, ponderea acestora depășind 57% din întreaga producție de oțel.

Intervalul de timp scurt în care au fost puse în funcțiune și au fost realizați indicatorii proiectați ai celor șase linii de laminoare constituie o atestare a capacității tehnice și de organizare a colectivelor de muncă care, începînd cu calibrarea, au perfecționat continuu tehnologiile de încălzire și lami-

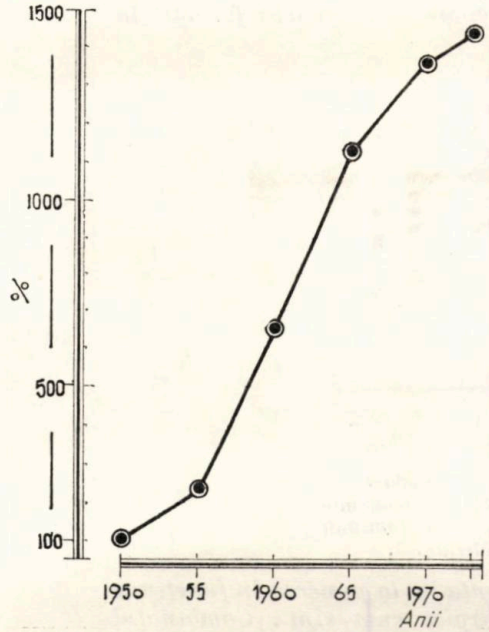


Fig. 1. *Evoluția mijloacelor fixe în perioada 1950—1972.*

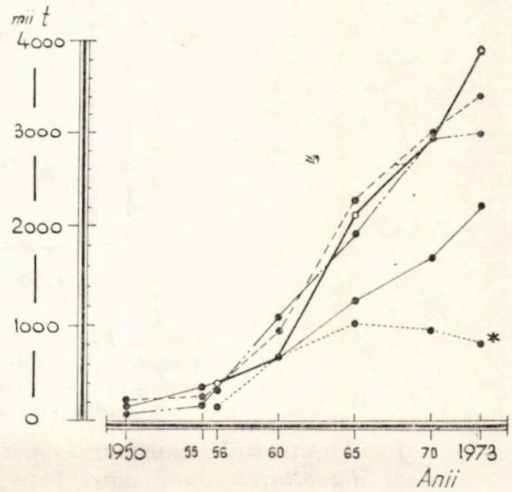


Fig. 2. *Dinamica creșterii principalelor produse ale Combinatului siderurgic—Hunedoara:* —— *fontă;* — — — *oțel lingou;* —·—·— *laminate;* ····· *cocs;* ▬ *aglomerat.*
* *Reducerea producției de cocs în ultimii ani se datorează reparațiilor capitale a bateriilor de cocs.*

nare și și-au însușit procedeele de finisare în paralel cu diversificarea gamei sortodimensionale, care a ajuns la 279.

Efectul conjugat al acestor măsuri poate fi exprimat sintetic în evoluția indicilor de utilizare (tabela 1).

Tabela 1

Agregatul	*1950*	*1955*	*1960*	*1965*	*1970*	*1973*
Furnale	*100*	*115*	*154*	*201*	*226*	*238*
Cuptoare Martin	*100*	*114*	*158*	*196*	*246*	*275*
Linii de laminor:						
— grele	—	—	*100*	*119*	*132*	*134*
— mijlocii	—	—	—	*100*	*151*	*152*
— mici	—	—	—	*100*	*132*	*136*

Progresele obținute în creșterea și diversificarea producției, îmbunătățirea calității, introducerea tehnologiilor noi, perfecționarea organizării producției și a muncii, economisirea resurselor materiale și bănești, s-au reflectat sintetic în scăderea prețului de cost. În intervalul 1963—1973 cheltuielile la mia de lei producție-marfă au scăzut cu 150 lei.

Creșterea accelerată a producției combinatului, în conformitate cu prevederile planurilor de dezvoltare a economiei naționale, l-a transformat, în

decursul a două decenii, într-o unitate de bază a siderurgiei românești, cu o pondere însemnată în producția de metal a țării, așa cum rezultă din figura 3.

O dată cu importantele cantități de metal livrate economiei, în anii construcției socialiste Hunedoara a constituit o adevărată școală la care s-au format un număr important de siderurgiști și specialiști care au ridicat tehnica siderurgică la noi cote. Cadre de muncitori și tehnicieni formate la

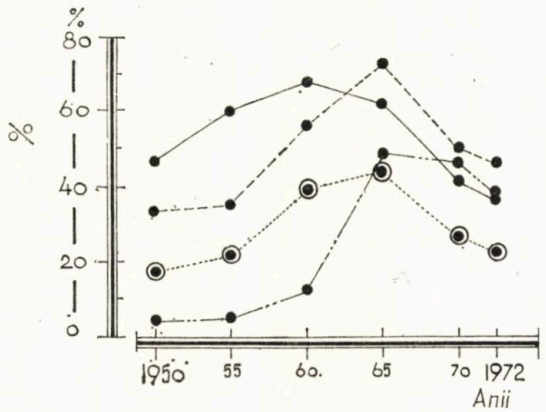


Fig. 3. *Evoluția ponderii principalelor produse ale Combinatului siderurgic — Hunedoara în economia națională: —— fontă; – – – – oțel; —··— laminate finite; ···· producție globală siderurgică.*

focul nestins al Hunedoarei participă cu experiența lor la punerea în funcțiune și dezvoltarea unor mari întreprinderi siderurgice cum sînt: Combinatul siderurgic—Galați, Întreprinderea metalurgică—București, Uzina de oțeluri aliate—Tîrgoviște ș.a.

În acest moment de evocare a drumului parcurs de uzină, față de acei oameni ai săi care ani la rînd înălțînd coloșii de oțel au zidit în metal și cîte o parte din ființa lor, înglobînd în fiecare tonă de oțel produsă aspirațiile pentru mai mult și mai bine, avem datoria solemnă de a le aduce un omagiu pentru tot ce au realizat și ne-au transmis. Exprimăm pe această cale stima și recunoștința noastră tuturor acelora care au muncit și se străduiesc pentru dezvoltarea combinatului hunedorean.

Realizările deosebite obținute în toate domeniile de activitate de colectivul combinatului sînt rezultatul muncii politice desfășurate de organizațiile de partid, a abnegației cu care fiecare cadru muncitoresc și tehnic, în frunte cu comuniștii, a luptat neabătut la înfăptuirea în mod exemplar a sarcinilor trasate de conducerea partidului și statului nostru. O expresie a înaltei prețuiri pe care conducerea partidului a dat-o muncii neobosite a colectivului Combinatului o constituie decorarea, în trei rînduri, cu Ordinul Muncii Clasa I, și declararea, de mai multe ori, a Combinatului, întreprindere fruntașă pe industrie și evidențiată pe ramură.

Cea de-a 90-a aniversare a Combinatului, care printr-o coincidență fericită o sărbătorim în anul desfășurării celui de-al XI-lea Congres al P.C.R. și a celei de-a XXX-a aniversări a Insurecției Naționale Armate, găsește întregul colectiv angrenat într-un amplu program de preocupări, vizînd îmbunătățirea întregii activități economice, diversificarea producției cu accent deosebit asupra creșterii ponderii oțelurilor de calitate, ridicarea generală a nivelului calitativ al producției de metal, reducerea cheltuielilor materiale în special prin reducerea consumurilor de cocs, metal, combustibil și energie sub toate formele, lărgirea și diversificarea activității de export.

În continuare se exemplifică doar cîteva din aceste preocupări:

În domeniul producției de fontă sînt în fază înaintată îmbunătățiri esențiale ale fluxurilor tehnologice ca urmare a punerii în funcțiune a complexului de pregătire a materiilor prime și transportul pe benzi al acestora la locul de consum. Ridicarea temperaturii aerului, intensificarea proceselor din creuzetul furnalelor prin insuflarea de aer îmbogățit cu oxigen concomitent cu creșterea ponderii combustibililor auxiliari, sînt măsurile care asigură reducerea în continuare a consumului specific de cocs.

În oțelării, pentru îmbunătățirea esențială a calității oțelului, sînt prevăzute tehnologii moderne ca : turnarea sub vid, topirea cu electrod consumabil, utilizarea zgurelor sintetice etc.

De asemenea pe linia creșterii substanțiale a productivității muncii se creează condițiile materiale pentru introducerea la toate cuptoarele a celei de-a patra tehnologii de insuflare a oxigenului ; se vor aprofunda studiile legate de înlocuirea cuptoarelor Martin prin convertizoare. Oțelarii hunedoreni sînt angajați, de asemenea, în preocupări privind extinderea prafurilor unguente și exoterme, cu implicații dintre cele mai favorabile asupra producției de oțel, modernizarea tehnologiilor de turnare etc.

Accentul principal în producția de laminate este pus pe măsuri ce duc la îmbunătățirea tehnologiilor de încălzire și laminare, a extinderii și perfecționării tratamentelor termice, a finisării producției cu instalații de mare productivitate și eficiență, în paralel cu dotarea fluxului de metal cu mijloace de control nedistructive, astfel încît se vor putea asigura livrări de metal la înălțimea cotelor exigențelor sporite ale beneficiarilor din țară și străinătate.

În cadrul actualului program de preocupări o atenție deosebită se acordă intensificării activității de cercetare și organizare, urmărindu-se aplicarea imediată a soluțiilor stabilite prin antrenarea tuturor cadrelor tehnico-inginerești și specialiștilor din combinat și extinzîndu-se totodată colaborarea cu specialiștii din institutele de învățămînt, de cercetare și proiectare.

Sărbătorind cei 90 de ani ai Combinatului hunedorean și 220 de ani din momentul începerii modernizării producerii metalului pe meleagurile hunedorene, colectivul de muncă al Combinatului siderurgic—Hunedoara este ferm hotărît să-și intensifice eforturile pentru a realiza cincinalul înainte de termen și pentru a întîmpina mărețele evenimente ce vor avea loc în cursul acestui an, cel de-al XI-lea Congres al Partidului Comunist Român și a XXX-a aniversare a eliberării patriei cu realizări de prestigiu, pe măsura grijii pe care partidul și statul nostru o acordă siderurgiei românești.

ingineri şi tehnicieni

PENTRU ANUL 1974

REÎNNOIŢI-VĂ

abonamentul la revista

METALURGIA

Organ al Ministerului Industriei Metalurgice
şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi
Tehnicienilor din Republica Socialistă România

Revista publică articole originale şi de sinteză, studii şi cercetări experimentale, realizări tehnice, actualităţi şi discuţii, extrase din presa tehnică de specialitate, cronici privind evenimentele tehnico-ştiinţifice, recenzii de cărţi, precum şi prezentări de reviste din ţară şi străinătate.

Revista se adresează inginerilor şi tehnicienilor din producţie, proiectanţilor, cercetătorilor, profesorilor şi studenţilor din sectoarele metalurgiei feroase şi neferoase şi de materiale refractare.

Abonamentele se primesc pe adresa M.I.M. — Centrul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti, str. Academiei nr. 7, sector 1, cont viramant 30.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România.

Tarif pentru întreprinderi : 150 lei anual; tarif pentru ingineri, tehnicieni, studenţi etc.: 48 lei anual. Costul unui exemplar 5 lei.

REÎNNOIŢI

comenzile de publicitate la revista

METALURGIA

Pentru anul 1974

Revista publică pagini de reclamă industrială, la negru şi în culori, pentru produsele întreprinderilor siderurgice, de materiale refractare şi lucrări de construcţii şi montaje siderurgice.

De asemenea, publică reclame pentru întreprinderile furnizoare de materii prime şi materiale auxiliare, utilaje şi echipamente industriale din ţară şi străinătate.

Vă informăm totodată că revista "METALURGIA" face schimb cu peste 40 reviste străine, constituind astfel un bun mijloc de propagandă a produselor şi a realizărilor noastre siderurgice peste hotare.

METALURGIA 4 1974
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

Creşterea gradului de utilizare economică a fondurilor fixe — rezultat al diversificării producţiei, îmbunătăţirii calităţii ei şi economisirii resurselor

Ec. R. Păţan
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 338.45

Reconstrucţia Uzinelor de fier — Hunedoara după Conferinţa Naţională a Partidului Comunist Român din 1945, expresie a atenţiei prioritare dată de conducerea de partid şi de stat dezvoltării producţiei de metal la Hunedoara, s-a materializat în creşterea impetuoasă a capacităţilor de producţie, a fondurilor fixe ale Combinatului siderurgic — Hunedoara.

La sfîrşitul anului 1950, după doi ani de desfăşurare a activităţii tehnice, de producţie şi financiare, pe bază de plan, Combinatul siderurgic — Hunedoara deţinea un volum de fonduri fixe prezentînd o înaintată uzură morală, uzura lor scriptică fiind de 54 %.

Înfăptuirea programelor de reconstrucţie şi dezvoltare a Combinatului siderurgic — Hunedoara s-a materializat în perioada 1950—1972 prin creşterea continuă şi în ritm susţinut a fondurilor fixe. Faţă de anul 1950 rezultă o creştere a fondurilor fixe la sfîrşitul anului 1972 de peste 21 de ori.

Dezvoltarea în ritm accelerat a fondurilor fixe nu a avut loc uniform în toate sectoarele productive şi de deservire, investiţiile fiind orientate de regulă pe sporirea gradului de prelucrare a metalului, pe diversificarea şi îmbunătăţirea calitativă a producţiei de laminate marfă, necesare în celelalte ramuri ale economiei naţionale. Astfel fondurile fixe din sectoarele furnale-aglomerare şi oţelării au crescut în 1972 faţă de 1950 de peste 24 ori, iar cele din sectorul laminoare, de aproape 45 de ori. Din totalul fondurilor fixe ale Combinatului 15,4 % aparţin sectorului de furnale-aglomerare, aproape 14 % sectorului de oţelării şi 39,7 % sectorului de laminoare.

Aceasta ilustrează că prin întreaga politică de investiţii s-a urmărit, în primul rînd, sporirea bazei tehnico-materiale a producţiei de fontă, oţel şi laminate, diversificarea şi îmbunătăţirea caracteristicilor tehnico-economice ale oţelului şi ale laminatelor, rezultate din prelucrarea oţelului pe liniile de laminare.

Sporirea bazei tehnico-materiale a producţiei de metal a fost însoţită de schimbarea ponderii diferitelor produse în totalul producţiei de marfă, de creşterea volumului producţiei de oţel şi laminate, precum şi a valorii de întrebuinţare la beneficiari a laminatelor marfă.

În 1956 laminatele marfă reprezentau 58,8 % din totalul valorii producţiei de marfă, în 1960 acestea cresc la 84,5 %, din care aproape jumătate erau semifabricate, ca în 1969 să atingă 95,5 %, iar din acestea doar 26,8 % sînt blumuri şi ţagle de relaminare. Creşteri substanţiale de producţie se realizează la sortimentele de oţel carbon de calitate, slab aliat şi aliat, precum şi la profilele fasonate cu destinaţie specială — armătură de mină, şenilă de tractor, profile pentru transportoare miniere — la care cu cheltuieli relativ constante se obţin cote de beneficii ridicate. Ponderea oţelurilor carbon de calitate şi aliate atinge în 1972 51,8 % din totalul producţiei de oţel.

Producţia de laminate marfă este în 1972 de aproape 25 de ori mai mare decît cea realizată în 1950, în condiţiile creşterii, în cadrul acestei producţii, a laminatelor livrate cu garantarea suplimentară a unor caracteristici de pre-

lucrabilitate, puritate, granulaţie austenitică, analize chimice restrînse sau la care se execută finisări suplimentare în ajustaje ca : flamare, cojire, polizare, recoacere, debitare la lungimi fixe şi multiple.

Prelucrarea superioară a metalului a contribuit direct la creşterea eficienţei economice a utilizării fondurilor fixe şi a fost posibilă atît ca urmare a perfecţionării şi îmbunătăţirii tehnologiilor de fabricaţie, cît şi a modernizării şi menţinerii la parametrii proiectaţi a fondurilor fixe utilizate.

Din punct de vedere economic diversificarea producţiei de metal, creşterea ponderii oţelurilor aliate şi carbon de calitate, a gradului de prelucrare a laminatelor au avut ca efect în primul rînd ieftinirea investiţiilor pe tona de produse marfă, astfel, acestea au scăzut în 1972 faţă de nivelul realizat în 1950 cu 18,91%, în condiţiile în care s-a reînnoit complet gama de tipodimensiuni şi calităţi de laminate, în 1972 producîndu-se 299 mărci de oţel într-o diversitate de 282 tipodimensiuni de laminate.

Scăderea investiţiei specifice, respectiv a fondurilor fixe ce revine pe o tonă de laminate marfă, a fost determinată şi de reducerea volumului de fonduri cheltuite pentru construirea de fonduri fixe, indirect productive, cum sînt clădirile industriale, şi orientarea investiţiilor pe capacităţi direct productive. Acest lucru este ilustrat de faptul că în 1950 clădirile industriale reprezentau 27% din totalul fondurilor fixe, în timp ce maşinile, utilajele şi instalaţiile de lucru deţineau doar 25%. În 1972 ponderea clădirilor industriale scade la 14% din totalul fondurilor fixe, iar a maşinilor, utilajelor şi instalaţiilor de lucru sporeşte la 41%.

Diversificarea producţiei de metal şi îmbunătăţirea gradului ei de prelucrare au dus la sporirea valorii metalului, respectiv a producţiei globale, a producţiei de marfă şi, mai ales, a beneficiilor şi a rentabilităţii producţiei combinatului.

Pînă la 1 ianuarie 1963, datorită aplicării unor sisteme de preţuri de vînzare a produselor siderurgice nestimulative, sub nivelul costurilor de producţie, nu se poate face o legătură între nivelul tehnic al producţiei şi gradul de utilizare a fondurilor sub forma producţiei globale, de marfă şi a beneficiilor ce revin pe o mie de lei fonduri fixe. Acest lucru este posibil numai după 1 ianuarie 1963, dată de la care s-a aplicat noul sistem de preţuri de vînzare, potrivit căruia produsele siderurgice sînt rentabile.

Sporirea valorii de întrebuinţare a metalului îndeosebi, ca urmare a îmbunătăţirii condiţiilor de calitate şi utilitate, a avut drept consecinţă din punct de vedere economic creşterea în perioada 1963—1972 a valorii de vînzare a unei tone de laminate marfă cu 10,1 %. Acest fenomen pozitiv a avut loc paralel cu economisirea unor importante resurse materiale şi de muncă, a înregistrării unor importante sporuri cantitative de producţie, a creşterii productivităţii muncii şi îmbunătăţirii indicilor extensivi şi intensivi de utilizare a capacităţiilor de producţie.

Fig. 1

Creşterea nivelului calitativ şi de utilitate a producţiei de metal, producerea metalului în condiţii de eficienţă sporită au făcut ca ritmul de creştere a valorii producţiei globale şi de marfă să devanseze ritmul de creştere a volumului fondurilor fixe. Aceasta este ilustrată în mod concludent de volumul valorii producţiei globale şi al producţiei de marfă ce revine la 1000 lei fonduri fixe.

Comparativ cu anul 1963 în 1972 producţia globală ce revine la 1000 lei fonduri fixe a crescut cu 18,8 %, iar volumul producţiei de marfă, cu 24,3 %.

Obţinerea unor valori de vînzare ridicate pe tona de laminate marfă, ca rezultat al îmbunătăţirii calităţii lor, a avut ca efect îndeosebi sporirea masei beneficiilor, respectiv a rentabilităţii producţiei. Astfel acumulările băneşti cresc în această perioadă de la 11,0 % din valoarea de vînzare a mărfii realizate în 1963 la 24,7 în 1972, iar masa lor creşte cu 327 %.

Rata rentabilităţii, privită ca raport între volumul beneficiilor pe o mie de lei fonduri fixe, sau rata acumulărilor privită ca raport între totalul acumulărilor (beneficiu + impozit de regularizare a rentabilităţii + impozit pe circulaţia mărfurilor) pe o mie de lei fonduri fixe se prezintă conform graficului din figura 1.

Apar unele scăderi de ritm în creşterea beneficiilor şi acumulărilor pe mia de lei fonduri fixe în anii 1968—1971 ca urmare a creşterii în această perioadă prin punerea în funcţiune a laminorului bluming de 1 300 mm (iulie 1968) a cantităţilor de oţel lingou cumpărat din afara combinatului şi prelucrat în combinat.

Investiţiile făcute pentru dezvoltarea capacităţii de producţie la oţelării au determinat şi vor condiţiona în continuare diminuarea acestor cantităţi de oţel aduse din afara combinatului. La beneficii scăderea masei lor începînd cu anul 1970 se datorează introducerii impozitului de regularizare a rentabilităţii.

Creşterea ratei rentabilităţii combinatului este consecinţa directă a îmbunătăţirii performanţelor tehnico-economice ale metalului, a nivelului său ridicat de prelucrare, a economicităţii prelucrării lui reflectată prin reducerea costurilor de producţie, cît şi prin eficienţa cu care sînt utilizate fondurile fixe de producţie.

Prelucrarea mai bună a metalului concretizată în diversificarea producţiei de oţel şi laminate, în îmbunătăţirea calităţii laminatelor, a condus la obţinerea unor ritmuri ridicate de sporire a volumului producţiei globale, de marfă şi de beneficiu, la scăderea investiţiei specifice şi a volumului de fonduri fixe necesar realizării sarcinilor economice. Ea a creat totodată premisele amortizării într-o perioadă relativ scurtă a fondurilor fixe din acumulări şi a reînnoirii lor permanente pe baza a tot ceea ce apare nou în domeniul producţiei siderurgice.

Cercetări și experimentări semiindustriale privind utilizarea cărbunilor Bărbăteni în șarja de cocsificare la Uzina cocsochimică de la C. S. Hunedoara

Ing. Șt. Forizs și ing. E. Kaba
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 662.664:662·749.2

Deficitul de huile cocsificabile necesare producerii cocsului metalurgic prin procedeul clasic atît pe plan mondial, cît și la nivelul economiei naționale a determinat extinderea lucrărilor de explorare prin deschiderea de noi mine în bazinul carbonifer Valea Jiului.

În scopul cunoașterii complete a cărbunilor din diferitele zăcăminte din R.S. România au fost efectuate ample lucrări de cercetare prin care s-au lămurit diferite aspecte calitative legate de utilizarea acestora.

Pentru creșterea producției de huilă din Valea Jiului în ultimul deceniu s-au deschis cîmpurile miniere Paroșeni și Bărbăteni. Cercetările efectuate de ICEMIN au arătat că toți cărbunii de la exploatarea minieră Paroșeni reprezintă o huilă mai puțin evoluată, asemănătoare huilei Vulcan [3], [4]. Deci acești cărbuni pot fi luați în considerare în primă instanță numai ca materie primă pentru fabricarea semicocsului, utilizat în șarja cocseriei de la C.S. Hunedoara ca degresant.

Din punct de vedere al utilizării directe pentru fabricarea cocsului metalurgic prezintă interes comportarea cărbunilor din mina Bărbăteni, situată între minele Lupeni și Uricani. La mina Bărbăteni lucrările de deschidere, începute în 1967, au trecut în regim de producție curentă la începutul anului 1971.

Concluzia lucrărilor din perioada de deschidere a minei [1] și [4] este că pe măsura înaintării lucrărilor, huila Bărbăteni prezintă caracteristici analitice tot mai apropiate de ale huilei Lupeni și că poate fi folosită la cocsificare.

Cercetările efectuate de ICEM la instalația pilot de 200 kg, în vederea stabilirii posibilității de participare maximă a cărbunilor indigeni în rețetele pentru cocseria de la Galați, au abordat și influența adaosului de cărbuni Bărbăteni asupra calității cocsului, rezultînd că „utilizarea cărbunilor Bărbăteni împreună cu cărbunii Lupeni este tehnologic posibilă, cu condiția respectării unor proporții date" [5]. Toate aceste lucrări au avut numai caracter de laborator sau pilot, fără a putea indica comportarea industrială a acestor cărbuni.

Cercetările efectuate în cadrul C.S.H. au urmărit următoarele obiective practice :

— verificarea calității cărbunilor Bărbăteni din exploatarea curentă în timp ;

— verificarea comportării pînă în faza industrială a acestor cărbuni în șarje complexe la o participare diferită a lor în amestecul Lupeni + + Uricani + Bărbăteni.

Determinări privind calitatea cărbunilor Bărbăteni.

Pentru verificarea în timp a calității cărbunilor Bărbăteni s-a organizat la Prepararația Lupeni spălarea în medii dense, în condiții de laborator, a probelor din producția curentă, de 1—2 ori pe săptămînă. Astfel, în perioada 15 iunie—1 septembrie 1971 au fost analizate în total 25 probe, variația principalilor indici calitativi fiind dată în figura 1. Din examinarea acestui grafic se desprind următoarele :

O variație relativ mare a caracteristicilor atît la proprietățile tehnice, cît și la parametrii tehnologici. Astfel, conținutul de cenușă variază între 6,7 și 12,4 cu media de 8,51 %, materiile volatile variază între 38,8 și 43,7, cu media de 40,32 %, dar variație maximă se observă la conținutul de sulf și anume de la 2,31 la 4,28 %, media fiind de 3,25 %.

Proprietățile tehnologice se mențin pe anumite perioade la un nivel relativ constant. Pe măsura înaintării lucrărilor de deschidere aceste caracteristici s-au uniformizat și s-au apropiat de valorile obținute curent la cărbunii Lupeni. Grosimea stratului plastic Y a variat de la 12 la 25 mm, avînd media de 18,8 mm, iar contracția X, de la 42 la 68 unități, cu o medie de 52.

Indicele de umflare liberă prezintă valori între 2 1/2 și 6, cu o medie de 4. Indicii dilatometrici Audibert-Arnu au prezentat următoarele valori : contracție de la 15 la 25, cu o medie de 21, iar dilatarea o valoare medie de 83 %, cu variații în limite excesiv de largi, de la 7 la 162 %. Această variație mare a celei mai importante proprietăți tehnologice se datorează faptului că la mina Bărbăteni se exploatează neuniform două straturi de cărbuni avînd proprietăți cu totul diferite : stratul 3, cu conținut redus de sulf și proprietăți medii de aglutinare, și stratul 5, cu conținut ridicat de sulf și proprietăți de aglutinare-cocsificare mai bune.

Cu toată oscilația mare a valorilor individuale valorile medii ale caracteristicilor se apropie de cele ale cărbunilor Lupeni, proprietățile de aglutinare fiind ușor îmbunătățite față de aceștia.

Cocsificări experimentale ale cărbunilor individuali

În scopul verificării comportării cărbunilor Bărbăteni la cocsificare s-au făcut experimentări la scară pilot (cutii de 100 kg) și semiindustrială.

la fel se remarcă micșorarea indicilor de umflare de la 5 la 3 și a caracteristicilor dilatometrice *a* de la 23 la 17, iar *b* de la 84,2 la 12,7. În perioada separării cărbunilor bruți pentru spălarea lotului II în lucrările de deschidere au predominat

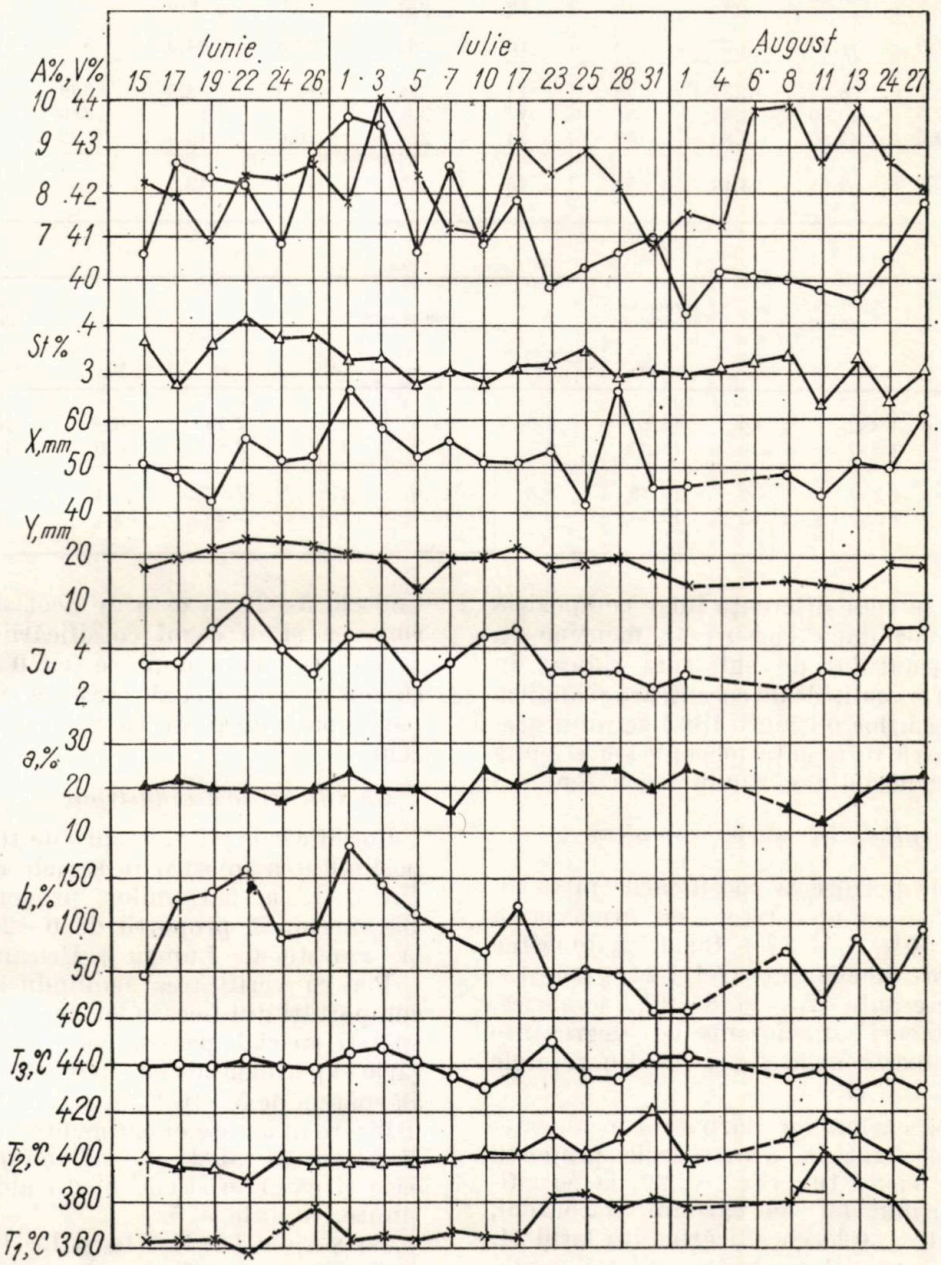


Fig. 1

Asigurarea cantităților necesare de cărbuni Bărbăteni s-a făcut la Preparația Lupeni prin însilozarea și spălarea separată a două loturi de cărbuni Bărbăteni bruți. Calitatea acestor cărbuni, determinată prin probele medii luate din vagoane, este prezentată în tabela 1.

După cum se vede din compararea datelor cărbunii din lotul II au un conținut mai mic de materii volatile și sulf față de cei din lotul I, cele de la stratul 3 determinînd o asemănare mai mare cu cărbunii din mina Lupeni.

La cocsificările individuale la scară pilot (în cutii) cărbunii Bărbăteni s-au comportat în ambele cazuri mai bine decît amestecul L + U. Condițiile de cocsificare și rezultatele obținute la aceste cocsificări individuale sînt prezentate în tabela 2.

Tabela 1

Probe Lot nr.	Analiza tehnică			Indicii plastometrici		Indicele de umflare	Indicii dilatometrici				
	A, %	V, %	St, %	x, mm	y, mm		a, %	b, %	T_1, °C	T_2, °C	T_3, °C
I 1	7,7	41,90	3,43	52	16	5	21,6	90,0	364	398	438
I 2	8,3	40,60	3,32	46	16	5 ½	25,0	78,3	360	396	438
I Media	8,0	41,25	3,37	49	16	5 ½	23,3	84,2	362	397	438
II 1	8,7	38,80	3,37	53	14	3 ½	16,0	8,3	389	410	434
II 2	7,9	40,60	3,23	51	17	3 ½	18,3	16,6	380	412	436
II 3	9,6	37,80	2,80	50	14	2	16,6	13,3	388	414	434
IIMedia	8,7	39,06	3,13	51	15	3	17,0	12,7	385	412	435

Tabela 2

Cocsul din cărbuni	Temperatura în verticale, °C		Perioada de cocsificare	Analiza tehnică, %				Rezistența la toba Micum, %			
	P.M.	P.C.	h, min	W	A	V	St	M_{40}	20–40	10–20	M_{10}
L + U Lot I	1 382	1 380	18,10	8,0	13,6	1,8	2,18	26,0	44,0	22,0	8,0
Bărbăteni I	1 377	1 370	18,00	6,7	13,9	1,3	2,35	46,0	37,4	10,0	6,6
L + U Lot II	1 357	1 352	17,45	9,8	14,0	1,6	2,07	23,4	46,6	21,0	8,2
Bărbăteni II	1 357	1 352	17,45	6,6	13,4	1,8	2,23	52,2	32,8	7,0	7,6

După cum se vede diferența între compoziția chimică a celor două cocsuri se menține în privința conținutului de sulf mai ridicat în cazul lotului I. Condițiile de cocsificare și analiza tehnică a cocsurilor obținute fiind sensibil aceleași, se remarcă rezistența mecanică mai bună (M_{40}) a cocsurilor din cărbunii Bărbăteni.

Cocsificări pilot în șarje complexe

Ca punct de pornire la cocsificările pilot (în cutii de 100 kg) s-a ales rețeta cu următoarea compoziție: 50 % L + U + B; 18 % amestec de huile import ameliorante (A4); 24 % amestec de huile degresante (A5) și 8–9 % semicocs. Drept amestecuri ameliorante și degresante s-au folosit amestecurile A4 și A5 din rețetele curente la U.C.C.H.

Participarea cărbunilor Bărbăteni în amestecul LUB s-a fixat la următoarele proporții procentuale: 0; 5; 10; 15; 18; 20, la cocsificările din primul lot de cărbuni Bărbăteni, și 0; 5; 10; 15; 20 la cocsificările din lotul II. Condițiile de cocsificare în faza pilot și caracteristicile cocsurilor obținute sînt date în tabela 3.

Din urmărirea analizei tehnice a cocsurilor obținute în cazul celor două loturi de cărbuni Bărbăteni se remarcă conținutul de sulf mai ridicat în cazul cocsurilor din lotul I și variația mai mică a acestuia la lotul II, subliniind faptul că și din acest punct de vedere cărbunii din lotul II se apropie de L + U. Rezistența cocsurilor obținute la cocsificările pilot (în cutii de 100 kg), cu participația cărbunilor din mina Bărbăteni în amestecul L + U + B între limitele 5–20 %, este de același ordin de mărime ca și în cazul cocsificării unui amestec L + U în șarje complexe (cu 0 % Bărbăteni); se observă o ușoară creștere a rezistenței la participații de peste 15 % a cărbunilor Bărbăteni.

Cocsificări semiindustriale ale șarjelor complexe

Cocsificările pilot, în cutii de 100 kg, au arătat posibilitatea folosirii în șarjele complexe de la U.C.C.H. a cărbunilor proveniți din mina Bărbăteni, în proporții de 0–20 %, raportate la amestecul Lupeni + Uricani + Bărbăteni.

Pentru verificarea semiindustrială a acestei comportări din fiecare lot de cărbuni Bărbăteni spălați special pentru cocs s-au format cîteva șarje experimentale cu o participare a cărbunilor Bărbăteni de 5–10 % în șarjă. Rețetele șarjelor utilizate în aceste experimentări semiindustriale sînt date în tabela 4, iar condițiile de cocsificare și caracteristicile medii ale cocsurilor obținute, în tabela 5.

La șarjele L–II S1a și L–II S3 s-a mărit perioada de cocsificare cu 15–20 min, ceea ce a contribuit la îmbunătățirea rezistenței mecanice și la scăderea roaderii sub 7 %, adică la nivelul rețetelor curente.

La proporții mai mari de participație a cărbunilor Bărbăteni, de 15, respectiv 20 %, din amestecul L + U + B, sau 7,5 – 10 % din sarja de cocsificare, este necesară o degresare mai puternică.

Din caracteristicile cocsurilor obținute rezultă că utilizarea cărbunilor minei Bărbăteni la șarja de cocsificare U.C.C.H. în domeniul

Tabela 3

Lotul și rețeta	B, % în L.U.B.	Temperatura în verticale, °C		Perioada de cocsificare h, min	Analiza tehnică, %				Rezistența Micum			
		P.M.	P.C.		W	A	V	St	M_{40}	20–40	10–20	M_{10}
LI. R1	0	1 362	1 371	18,10	1,5	13,1	1,0	1,99	74,2	15,8	2,2	7,4
LI. R2	5	1 364	1 370	18,50	2,6	13,5	0,8	2,08	74,8	16,0	2,2	6,6
LI. R3	10	1 369	1 365	17,25	1,0	12,6	1,2	1,97	73,0	14,0	2,2	8,8
LI. R4	15	1 369	1 370	17,25	3,5	13,1	1,2	1,92	74,0	17,2	1,8	7,6
LI. R5	18	1 381	1 376	17,16	3,7	13,0	1,4	2,12	74,0	16,8	2,2	6,8
LI. R6	20	1 355	1 364	17,20	3,7	12,6	1,3	2,32	75,4	12,8	2,4	8,8
LII. R1	0	1 359	1 362	17,20	—	13,0	1,4	2,17	73,8	15,8	1,8	8,2
LII. R2	5	1 367	1 364	17 20	6 3	11,2	1,1	2,15	74,0	14,2	1,6	7,4
LII. R3	10	1 371	1 367	17 20	—	12,9	1,7	2,10	74,0	15,4	1,8	8,8
LII. R4	15	1 359	1 357	17 20	6 5	11,0	1,7	2,05	75,6	14,4	1,8	6,6
LII. R5	20	1 359	1 357	17 20	6,2	11,6	1,0	2,18	75,8	12,6	1,6	9,4

Tabela 4

Lotul și șarja	Compoziția șarjei							
	L + U	B	PJ	Db	K	J	St	Sx
L.I. S1	50	0	9	9	14	5	5	8
L.I. S2	45	5	9	9	13	5	5	9
L.I. S2a	45	5	9	9	14	5	5	8
L.II. S1	45	5	9	8	13	11		9
L.II. S1a	45	5	10	8	13	11		8
L.II. S2	42,5	7,5	9	8	13	11		9
L.II. S3	40	10	9	8	13	11		9

participației de 10—20 % în amestecul de bază L + U + B nu influențează negativ proprietățile mecanice ale cocsului.

Creșterea, în anumită măsură, a conținutului de sulf în cazul folosirii cărbunilor din mina Bărbăteni trebuie compensată cu folosirea cărbunilor import mai puțin sulfuroși.

Constatarea că atît proprietățile tehnologice, cît și conținutul de sulf al loturilor industriale a variat puternic, duce la concluzia necesității unei exploatări mai uniforme în timp a straturilor 3 și 5 din mina Bărbăteni.

Din urmărirea în timp a calității cărbunilor minei Bărbăteni din exploatare curentă și cocsificările experimentale în cutii (pilot) și

Tabela 5

Lotul și șarja	Temperatura în verticale, °C				Perioada de cocsificare		Analiza tehnică, %				Rezistența Micum			
	Bateria III		Bateria IV		B.III	B.IV	W	A	V	St.	M_{40}	20–40	10–20	M_{10}
	P.M.	P.C.	P.M.	P.C.										
L.I. S1	1 376	1 375	1 376	1 375	17,05	17,05	6,5	13,2	1,2	1,99	74,0	17,6	1,7	6,5
L.I. S2	1 376	1 376	1 377	1 378	17,00	17,05	8,6	13,8	0,9	2,25	73,0	18,8	1,6	6,2
L.I. S2a	1 367	1 369	1 368	1 368	17,10	17,10	4,6	12,6	1,0	2,03	72,3	18,5	2,0	6,8
L.II S1	1 366	1 368	1 367	1 366	17,20	17,20	4,3	13,0	1,6	2,04	71,2	19,8	1,4	7,4
L.II. S2a	1 361	1 362	1 369	1 368	17,43	17,36	5,3	12,8	1,5	2,01	74,1	17,5	1,6	6,7
L.II. S2	1 365	1 366	1 368	1 365	17,20	17,20	4,1	12,6	1,1	2,40	72,2	18,0	1,7	7,7
L.II. S3	1 364	1 366	1 367	1 367	17,42	17,32	3,5	12,8	1,8	2,38	73,5	18.1	1.5	6.8

semiindustriale efectuate la C.S.H. rezultă următoarele observaţii şi concluzii :

— Calitatea cărbunilor bruţi din mina Bărbăteni, spălaţi în condiţii de laborator la preparaţia Lupeni, prezintă o variaţie mare în timp. Se remarcă variaţia mare a conţinutului de materii volatile (38,8+43,7%) şi conţinutul ridicat şi variabil de sulf total — între limitele 2,31 şi 4,28%.

— Proprietăţile de aglutinare — cocsificare a cărbunilor din mina Bărbăteni, la densitatea de 1,4 g/cm³, se situează la un nivel uşor superior cărbunilor din mina Lupeni.

— Pe baza cocsificărilor individuale efectuate la scară pilot (cutii de 100 kg) se poate aprecia că cocsul obţinut numai din cărbuni Bărbăteni are proprietăţi fizico-mecanice mai bune decît cocsul obţinut numai din amestec Lupeni + + Uricani.

— Cocsificările pilot, cu o participaţie a cărbunilor Bărbăteni în proporţie de 0—20%, şi cocsificările semiindustriale ale şarjelor, cu participaţia cărbunilor Bărbăteni de 10—20% în amestecul L + U + B, nu influenţează negativ proprietăţile fizico-mecanice ale cocsului obţinut.

— Creşterea participaţiei cărbunilor Bărbăteni peste 10% impune o degresare mai avansată a şarjei.

— Conţinutul de sulf la cocsurile obţinute din şarje cu cărbuni Bărbăteni creşte proporţional cu mărirea participaţiei acestor cărbuni în şarja de cocsificare.

— Se consideră necesar ca pentru asigurarea unei uniformităţi mai avansate a amestecului L + U + B producţia minei Bărbăteni să fie echilibrată pe cele două straturi (3 şi 5), iar participarea acestor cărbuni în amestecul L + + U + B să se menţină relativ constantă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ionescu N. şi Duinea N. *Huilele din România.* Bucureşti, Ed. didactică, 1970.

[2] * * * *Studiul influenţei participării cărbunilor Vulcan în şarja de cocsificare asupra calităţii cocsului produs la Uzina cocsochimică—Hunedoara.* C.S.H. Serv. Cercetări Siderurgice şi Cocs, 1960.

[3] * * * *Studiul posibilităţilor de cocsificare şi al posibilităţilor de preparare a cărbunilor de la minele Paroşeni şi Bărbăteni.* Bucureşti, ICEMIN şi Petroşani C.C.V.J., 1967.

[4] * * * *Studiul calităţii huilelor din R.S. România pe locuri de muncă noi deschise sau în curs de deschidere.* Bucureşti, ICEMIN şi Petroşani C.C.V.J., 1968.

[5] * * * *Cercetări de cocsificare privind grupul de reţete pentru cocseria Galaţi cu participarea maximă a cărbunilor LUB.* Bucureşti, ICEM, 1970.

Ing. Margareta Mazur
Combinatul siderurgic — Hunedoara

Epurarea biologică a apelor uzate fenolice de la Uzina cocsochimică—Hunedoara

CZ 662.749.363.2;66.074

Îndepărtarea fenolilor din apele reziduale de la uzinele cocsochimice se realizează prin metode recuperative, acolo unde conţinutul de fenoli depăşeşte 2 g/l şi prin metode distructive la conţinuturi de fenoli mai mici de 2 g/l [1].

Folosirea apelor fenolice la stingerea cocsului constituie una din metodele distructive, dar această metodă pe lîngă faptul că nu asigură distrugerea completă a fenolilor prezintă inconvenientul poluării mediului înconjurător.

În scopul reducerii gradului de poluare la U.C.C.—Hunedoara s-au efectuat studii în vederea trecerii la stingerea uscată a cocsului. Aceasta este condiţionată de epurarea apelor fenolice astfel, încît ele să poată fi deversate în rîul Cerna.

Pentru stabilirea metodei de epurare a apelor fenolice s-au efectuat studii sistematice privind caracteristicile principale ale acestor ape (tabela 1)[2].

Tabela 1

Denumirea	Domeniul de variaţie	Domeniul de frecvenţă maximă	Frecvenţa relativă, %
Debitul, m^3/h	30— 120	60— 70	65
Temperatura, °C	30— 50	40— 45	90
p/t	4— 12	6— 7	78
Fenoli total, mg/l	100— 1 200	600—600	60
Amoniac, mg/l	100— 1 100	400—500	70
Consumul chimic de oxigen (CCO), mgO_2/l	2 000—10 000	4 000	40

La conţinuturi de fenoli de 500 mg/l literatura indică ca metodă care asigură un grad de epurare avansat metoda degradării biologice cu nămol activ [1].

Cercetările efectuate la scară de laborator au arătat că apele fenolice uzate de la U.C.C. Hunedoara pot fi epurate biologic cu nămol activ cu eficienţă de epurare la nivelul indicat de literatura de specialitate. Astfel s-a obţinut o reducere a consumului chimic de oxigen de 75—85%, consumul biochimic de oxigen 90—96%, fenoli peste 99%, sulfocianuri 50—80%, amoniac 20%.

Nămolul activ s-a obţinut pe o soluţie apoasă de melasă, substanţă uşor degradabilă biologic, al cărui consum chimic de oxigen a fost de circa 1 000 mg O_2/l, îmbogăţită cu săruri de amoniu în proporţie de 50 mg/l azot şi fosfaţi în proporţie de 10 mg/l fosfor.

Rezultatele bune obţinute în fază de laborator au permis construirea unei staţii pilot la U.C.C. care să permită obţinerea parametrilor necesari proiectării instalaţiei industriale.

Staţia propriu-zisă de epurare biologică constă dintr-un bazin circular, sistem monobloc (fig. 1, 2). Spaţiul de aerare este separat de spaţiul

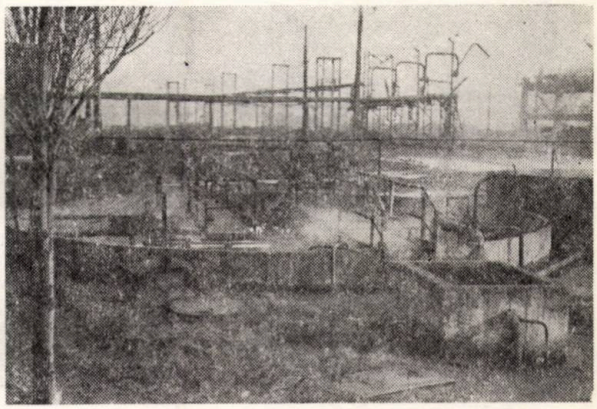


Fig. 1. Bazin de aerare.

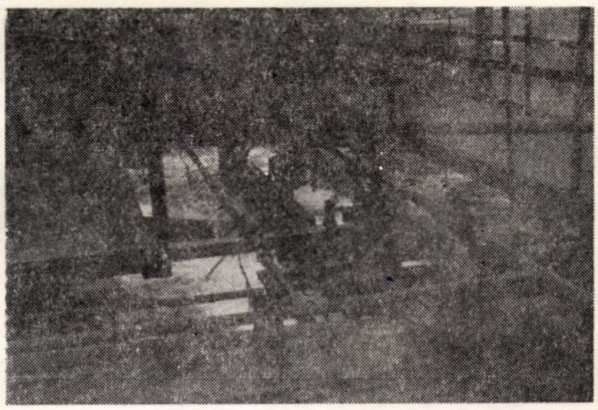


Fig. 2. Bazin de aerare — vedere de sus.

de decantare prin panouri de lemn realizînd în partea centrală un compartiment de formă paralelipipedică cu un volum de 45,6 m^3. Decantorul este separat de spaţiul de aerare printr-un perete de beton iar apa intră în decantor printr-un jgheab (fig. 3). Volumul decantorului este de 9,1 m^3. Pentru corectarea *p*H-ului la valoarea 7—9 şi dozarea fosforului s-a pre-

* La studiul epurării biologice cu nămol activ a apelor uzate fenolice la Uzina cocsochimică—Hunedoara s-a acordat asistenţă tehnică de către I.S.C.H. — Bucureşti, ing. Medy Mihail şi ing. V. Popescu.

văzut un rezervor al cărui volum util este de 20 m³ şi un rezervor de alimentare cu un volum de 20 m³ (fig. 4).

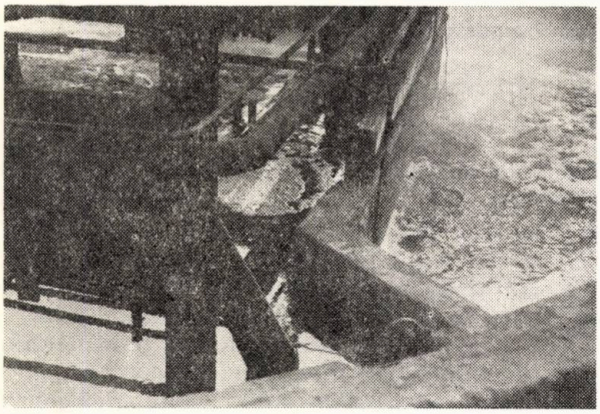


Fig. 3. Jgheabul de intrare a apei în decantor.

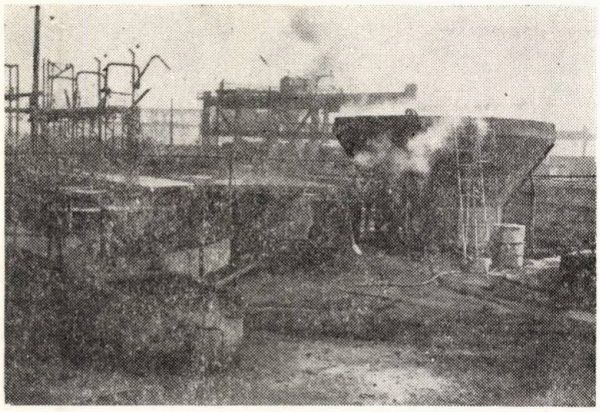


Fig. 4. Vedere generală a staţiei pilot cu rezervoarele pentru ajustarea *p*H-lui şi alimentarea cu apă fenolică a bazinului de aerare.

Recircularea nămolului activ s-a efectuat cu o pompă mamut, montată în decantor. Sistemul de aerare constă din ţevi perforate învelite în pînză din fire poliamidice, prinsă cu fir metalic.

Caracteristica principală a sistemului de aerare este capacitatea de oxigenare. Stabilirea capacităţii de oxigenare s-a efectuat la debite diferite de aer, valorile obţinute fiind date în tabela 2.

Tabela 2

Debitul de aer insuflat		Capacitatea de oxigenare	
Nm^3/h	$Nm^3/m^3 \cdot h$	$g \cdot O_2/h$	gO_2/m^3 bazin·zi
396	7,0	1 397	790
485	8,6	3 087	1 745
575	10,3	3 646	2 062

Determinarea capacităţii reale de oxigenare a sistemului de aerare s-a stabilit prin determinarea coeficientului de transfer de oxigen în apa epurată biologic şi în apa curată. Raportul celor doi coeficienţi globali de transfer reprezintă aşa-numitul coeficient alfa, utilizat în calculul capacităţii reale de oxigenare.

În figura 5 este reprezentată grafic variaţia concentraţiei de oxigen în funcţie de timpul de insuflare a aerului în apa epurată biologic şi în apa curată.

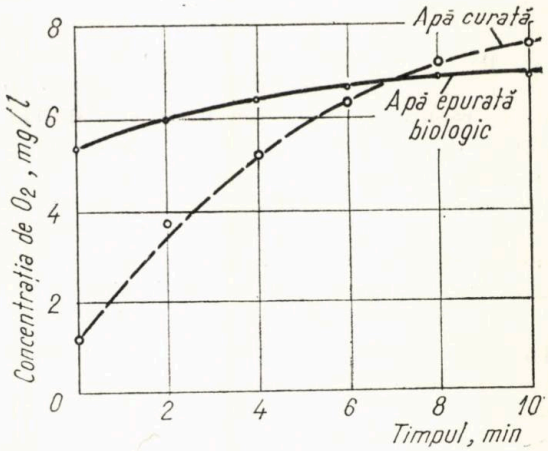


Fig. 5. Variaţia concentraţiei oxigenului în apa epurată biologic şi în apa curată.

În figura 6 este reprezentat deficitul de oxigen în funcţie de timpul de insuflare a aerului. Prin determinarea pantei dreptei $\ln C_s - C$, funcţie de timp, s-a obţinut coeficientul total de transfer K.

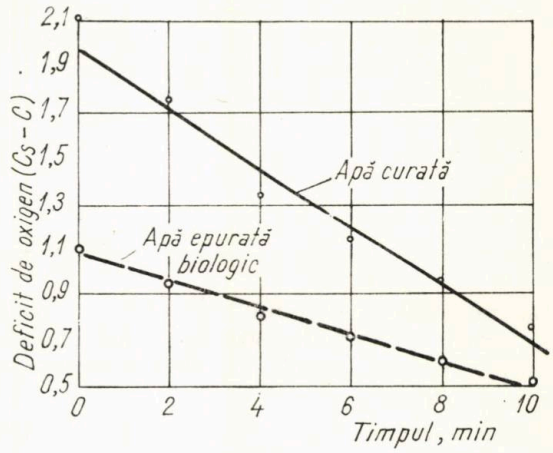


Fig. 6. Variaţia deficitului de oxigen în apa epurată biologic şi în apa curată: $K_a = 0{,}128\ min^{-1}$; $K_e = 0{,}059\ min^{-1}$; $\alpha = 0{,}461$.

Capacitatea totală de oxigenare pe bazin s-a determinat cu relaţia:

$$R = 60\ K\ C_S \cdot V \cdot \text{med},$$

în care:

R reprezintă capacitatea de oxigenare, g O_2/h;

K — coeficientul total de transfer, min^{-1};

C_s — concentrația de saturație a oxigenului, g/m³;

V — volumul bazinului.

Valoarea coeficientului alfa de transfer este de 0,46, iar valoarea capacității maxime de oxigenare reală este de 3 646 × 0,46 = 1 678 g O_2/h, respectiv 950 g O_2/m³ bazin · zi.

În practică se recomandă introducerea a 1 kg oxigen atmosferic pentru descompunerea a 1 kg oxigen biochimic. Necesarul de oxigen s-a calculat din valorile consumului biochimic de oxigen (notat CBO_5) prezentat în tabela 3.

Tabela 3

Conținutul de influent	CBO_5 mg/l efluent	Eficiența de epurare	Observații
451	48,9	89,1	
530	47,4	91,1	
444	39,8	91,0	
1 000	171	82,2	Valoarea medie a CBO_5 introdus în instalație este de 627 mgO_2/l
675	188,5	78,5	
403	18 558,6	85,5	
1 005	234	76,7	
1 025	337	67,1	
425	48,5	90,5	
810	242	70,1	

Din valorile obținute rezultă că este necesară o cantitate de oxigen de 0,4—1,0 kg pentru a descompune aceeași cantitate de CBO_5.

Avînd în vedere faptul că în cazul apelor uzate fenolice coeficientul de transfer al oxigenului este de numai 0,46 rezultă că este necesară o cantitate de oxigen de 0,4 : 0,46 = 0,87 kg O_2 pentru a descompune 0,4 kg CBO_5 și 1,0 : 0,46 = 2,18 kg O_2/m³ apă uzată fenolică. Necesarul de oxigen pentru a descompune 0,4—1,0 kg CBO_5/m³ apă uzată, la o valoare a lui K de 0,46, este redat în tabela 4.

Tabela 4

Debit, m³/h	Oxigen necesar pentru 0,4 kg CBO_5	Oxigen necesar la debitul de alimentare	Oxigen necesar pentru 1 kg CBO_5	Oxigen necesar la debitul de alimentare
11,8	0,87	1,56	2,18	3,93
3,6	0,87	3,13	2,18	7,85
7,2	0,87	6,26	2,18	15,70

Rezultatele bune obținute se explică prin aceea că în general consumul biochimic de oxigen s-a menținut în limite de 400—500 mg/l. Valorile maxime (800—1 000) sînt valori accidentale. Debitul de alimentare a instalației a fost de 1,3 l/s, iar nămolul activ a fost foarte bogat în protozoare fixe și a prezentat caracteristici de sedimentare foarte bune.

Caracteristicile nămolului activ obținut pe suport organic de melasă sînt prezentate în figura 7. Din grafic rezultă că după 25 de zile

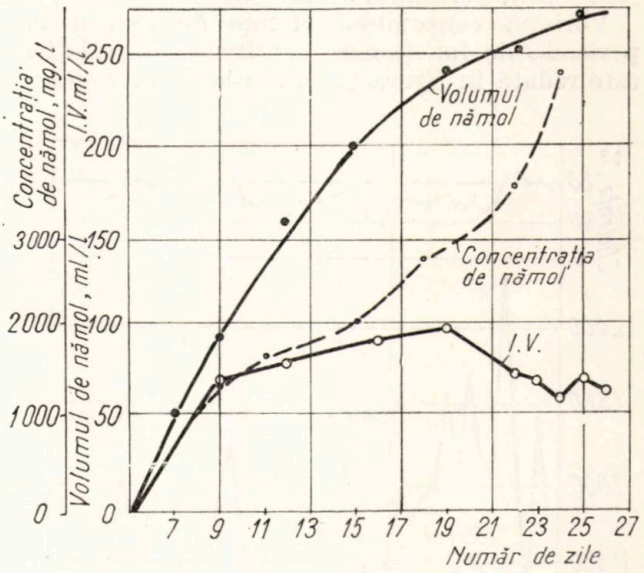


Fig. 7. Caracteristicile nămolului activ format pe substrat organic de melasă la temperaturi peste 20°C.

nămolul activ poate fi aclimatizat la apa fenolică, concentrația lui depășind 4 000 mg/l.

În figura 8 sînt prezentate caracteristicile nămolului activ format în condiții de mediu nefavorabil; temperatura în spațiul de aerare a fost de 15—20°C.

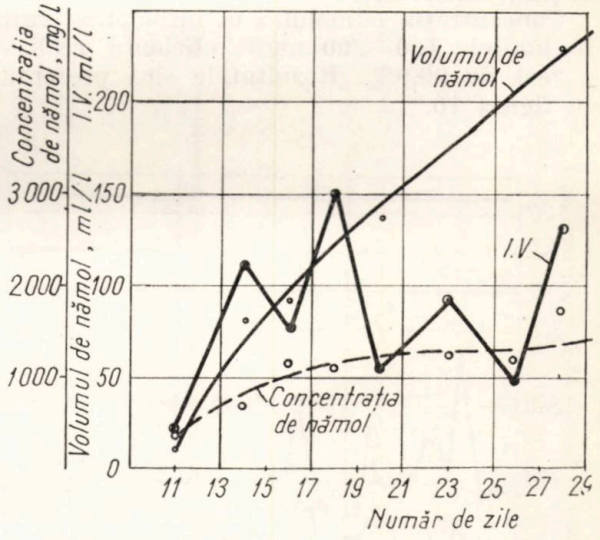


Fig. 8. Caracteristicile nămolului activ format pe substra organic de melasă la temperatura de 15 — 20°C.

Datele prezentate indică posibilitatea obținerii nămolului activ și în condiții de temperatură de 15—20°C, cînd se constată o concentrație mai scăzută a acestuia și un indice de volum mai mare, adică condiții de sedimentare mai slabe.

Gradul de epurare a apei fenolice s-a stabilit pe baza determinării principalilor componenţi nocivi ai acesteia atît în influent, cît şi în efluent. Gradul total de impurificare a apei este redat prin consumul chimic de oxigen.

Variaţia consumului chimic de oxigen în perioada de funcţionare continuă a instalaţiei este redată în figura 9. Din valorile prezentate

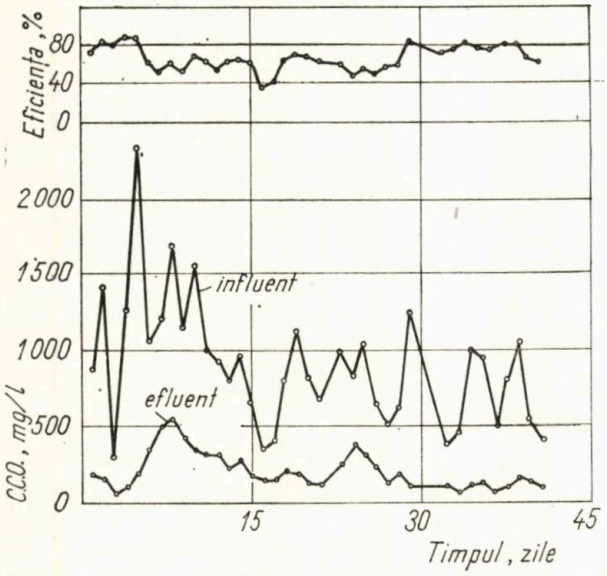


Fig. 9. Variaţia concentraţiei C.C.O. în efluent şi variaţia eficienţei de epurare.

privind eficienţa de epurare rezultă că s-au obţinut valori de 70—90%.

Concentraţia nămolului în influent a variat în limitele 100—200 mg/l; eficienţa realizată a fost de 99,9%. Rezultatele sînt prezentate în figura 10.

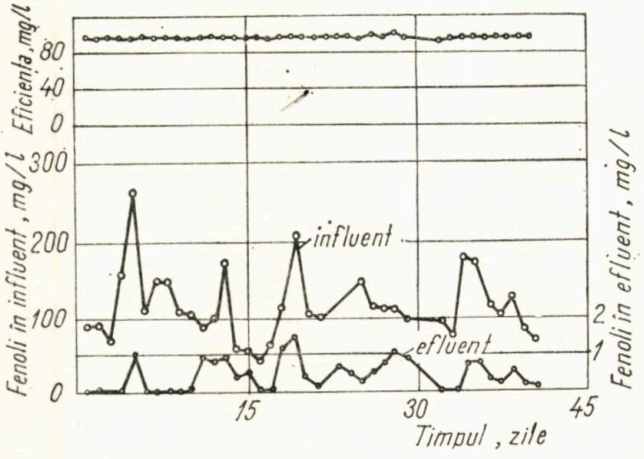


Fig. 10. Variaţia conţinutului de fenoli în efluent, influent şi variaţia eficienţei de epurare.

Concentraţia sulfocianurilor în influent a fost cuprinsă în limitele 200—400 mg/l. Eficienţa obţinută a fost de 80—90%. Efluentul a prezentat valori de 0—10 mg/l. Faţă de perioadele anterioare de experimentare eficienţele obţinute se apreciază că se datorează unei aclimatizări de lungă durată, 30 de zile faţă de 14 zile în încercările anterioare, perioadă în care s-a făcut o aclimatizare de microorganisme capabile să descompună SCN^-. Pe de altă parte în perioada în care s-au obţinut aceste valori nu au avut loc perturbaţii în

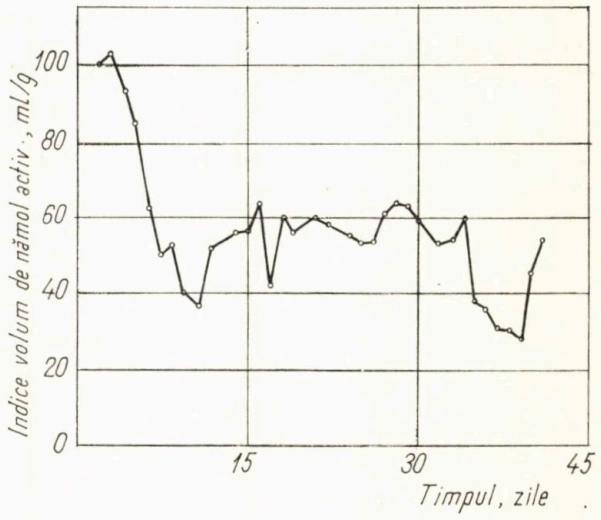


Fig. 11. Variaţia indicelui de nămol activ.

instalaţie cauzate de variaţii mari ale caracteristicilor principale ale apei fenolice.

Concentraţia amoniacului în influent a fost de 200—500 mg/l, suficient pentru a asigura azotul necesar desfăşurării procesului biologic. Eficienţa de epurare redusă a amoniacului

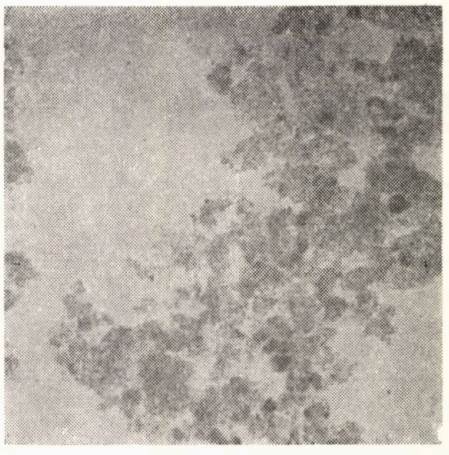


Fig. 12. Aspectul nămolului activ.

10—30% face să se regăsească în influent o cantitate de 100—300 mg/NH_3/l.

Variaţia indicelui de volum a nămolului activ a fost cuprinsă în limitele 30—100 ml/gi,

cu valori medii de 50—60 ml/g. Aspectul nămolului este prezentat în figura 12.

Din datele prezentate se desprind următoarele concluzii :

— Experienţele efectuate în instalaţia pilot au indicat că apele uzate fenolice de la U.C.C. Hunedoara pot fi epurate biologic cu rezultate bune, prin procedeul cu nămol activ.

— Experienţa dobîndită în instalaţia pilot arată că se poate obţine nămol activ pe o soluţie de melasă îmbogăţită cu săruri de amoniu şi fosfor atît în condiţii de temperatură optimă, mai mare de 20°C, cît şi în intervalul de temperaturi 15—20°C, în spaţiul de aerare, cu o concentraţie de 1,0—3,8 g/l, indice de volum optim 50—60 ml/g.

— Cantitatea totală de oxigen a instalaţiei la un coeficient de transfer al oxigenului de 0,46 a fost de 1 678 g oxigen pe oră, respectiv 950 g O_2/m^3 bazin·zi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Brückner H. *Nandbuch der Gasindustrie.* Berlin, Oldenbourg, 1953.

[2] Mazur M. *Studiul caracteristicilor apelor fenolice de la Uzina cocsochimică—Hunedoara în scopul epurării lor.* Metalurgia, 21, nr. 5, 1969.

Folosirea prafului de var și dolomită ca intensificatori ai procesului de aglomerare

Ing. A. Achim
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 622.785;549.742.121;552.54

Productivitatea instalațiilor de aglomerare este condiționată de o serie de factori tehnologici dintre care un rol important îl are permeabilitatea stratului de aglomerare. Este cunoscut faptul că permeabilitatea stratului supus aglomerării se înrăutățește atunci cînd în șarja de aglomerare se folosesc minereuri prăfoase (concentrate) în proporții mari și, din această cauză, s-au făcut o serie de cercetări privind intensificarea procesului de sinterizare în aceste condiții.

Mijloacele principale de intensificare a procesului de aglomerare sînt cele din grupa mijloacelor chimico-metalurgice, prin accelerarea reacțiilor de formare a aglomeratului în zona de sinterizare.

Dintre intensificatorii procesului de aglomerare utilizați pînă în prezent cel care a dat rezultate mai bune este praful de var. Adaosul de praf de var ca intensificator al procesului de aglomerare prezintă cîteva avantaje:

— Este un liant în faza de micropeletizare care favorizează menținerea micropeletelor la eforturile de compresiune.

— CaO din var este de 85—90% față de 50—54% în calcar.

— Prin hidratare degajă o cantitate importantă de căldură care contribuie la ridicarea temperaturii amestecului de aglomerare. Temperatura amestecului de aglomerare constituie un factor deosebit de important în procesul de sinterizare.

În cursul procesului de aglomerare umiditatea conținută în partea superioară a stratului de material de pe mașina de aglomerare este antrenată sub forma unui amestec lichid-vapori în partea inferioară a stratului și dă naștere la un fenomen de recondensare parțială, denumit front de apă, care provoacă umezirea materialului din stratul inferior, peste limitele admise. Umiditatea ridicată modifică simțitor permeabilitatea gazelor în partea inferioară a stratului de material și, în consecință, are loc micșorarea vitezei de ardere pe verticală cu scăderea productivității mașinilor de aglomerare. Înlăturarea acestui fenomen se poate obține numai prin creșterea temperaturii amestecului de aglomerare prin introducerea returului cald și, de asemenea, prin adăugarea prafului de var în amestec care prin rolul său hidrofil permite reducerea importantă a frontului de apă din stratul de aglomerare.

— Îmbunătățește calitatea aglomeratului atît din punct de vedere al rezistenței, cît și al granulației, datorită capacității mari de reacție a CaO disociat care încă în fază solidă se combină la temperaturi scăzute, de 500—600°C, cu Fe_2O_3, formînd compuși ușor reductibili, feritul monocalcic ($CaOFe_2O_3$), care constituie un bun liant al granulelor de hematită și magnetită, mărind astfel rezistența mecanică a aglomeratului.

În cazul calcarului este necesară realizarea unei temperaturi de peste 950°C pentru disocierea $CaCO_3$, întrucît la temperaturi mai mici reacția $CaCO_3+Fe_2O_3 \rightarrow CaOFe_2O_3+CO_2$ se desfășoară cu viteză mică și, în locul feritului monocalcic, apar în structura aglomeratului compuși friabili și mai greu reductibili.

La fabrica nr. 1 de aglomerare din C.S.H. s-au efectuat experimentări folosindu-se în mod curent praful de var și dolomită în șarja de aglomerare. Experimentările s-au efectuat în mai multe condiții, rezultatele cele mai bune obținîndu-se prin dozarea simultană a prafului de var și dolomită, cu minereul Căpuș.

Datorită umidității din minereu (10—12%) praful de var se hidratează și căldura degajată ridică temperatura minereului. La folosirea prafului de var temperatura minereului a crescut în funcție de procentul de praf de var dozat în amestec. În perioada de experimentare s-au executat un număr de 60 probe; temperaturile medii sînt redate în tabela 1.

Tabela 1

Nr. probe	Perioada de referință	Adaos de var în șarja de aglomerare		
		2,5%	3%	3,5%
60	18,5	30	41	52

Transportul prafului de var, împreună cu minereul supus aglomerării, prezintă avantajul că elimină degajările de praf pe circuitul benzilor.

Dozarea prafului de var se face în subsecția „primire"; în perioada experimentării s-a dozat în proporție de 2,5; 3,0 și 3,5% față de greutatea șarjei de aglomerare.

Efectul folosirii prafului de var asupra productivității mașinilor de aglomerare și a calității aglomeratului a fost urmărit în două perioade: o perioadă de referință, alcătuită din

30 de schimburi cu funcţionare fără praf de var, şi o a doua perioadă de experimentare cu praf de var şi dolomită, cînd s-au urmărit 60 de schimburi de funcţionare. Atît în perioada de referinţă, cît şi în cea de experimentare nu au avut loc opriri care să influenţeze productivitatea maşinilor de aglomerare, timpul de funcţionare fiind acelaşi.

În ambele perioade s-a mers cu următoarea reţetă:

— minereu Krivoi-Rog	— 30%
— concentrat Teliuc	— 40%
— minereu Căpuş	— 20%
— praf furnal + ţunder	— 10%

Reţeta nu a fost schimbată în timpul experimentărilor; de asemenea au fost menţinuţi constanţi parametrii de funcţionare ai maşinilor de aglomerare, cu înălţimea stratului de material de 220 mm. Rezultatele medii obţinute sînt cuprinse în tabela 2.

Tabela 2

Perioada de referinţă	Producţia specifică în perioada de experimentare a prafului de var		
Prod. specif., t/m² · zi	Procentul de utilizare a varului, %		
	2,5	3,0	3,5
29,27	29,98	30,37	30,54

Din rezultatele obţinute se poate stabili gradul de intensificare a producţiei specifice, ca urmare a folosirii prafului de var şi dolomită ca intensificator al procesului de aglomerare, el fiind dat de relaţia:

$$G_i = \frac{P_x - P_0}{P_0} \cdot 100, \ \%,$$

în care:

G_i este gradul de intensificare;

P_x — producţia specifică în urma utilizării intensificatorului;

P_0 — producţia specifică înainte de utilizarea intensificatorului.

Gradul de intensificare realizat la Fabrica nr. 1 de aglomerare din C.S.H. în cele trei situaţii de utilizare a prafului de var este:

$$G_i = \frac{29{,}98 - 29{,}27}{29{,}27} \cdot 100 = 2{,}43\,\%$$

$$G_i = \frac{30{,}37 - 29{,}27}{29{,}27} \cdot 100 = 3{,}76\,\%$$

$$G_i = \frac{30{,}54 - 29{,}27}{29{,}27} \cdot 100 = 4{,}43\,\%$$

Folosirea prafului de var are influenţă şi asupra rezistenţei mecanice a aglomeratului în sensul îmbunătăţirii acestuia.

Rezistenţa mecanică medie a aglomeratului în perioada de experimentare este redată în tabela 3.

Tabela 3

Perioada de referinţă	Perioada de utilizare a varului		
	2,5%	3%	3,5%
21,8	20,4	19,7	18,5

Calculele efectuate au stabilit că eficienţa economică a folosirii prafului de var în şarja de aglomerare este de aproximativ 650 000 lei anual.

Unele probleme ale insuflării păcurii în furnale și rezultatele obținute la C.S.H.

Ing. Gh. Gheorghișor, ing. C. Fotopolos
ing. I. Cotar, ing. M. Riza și ing. C. Bratu
Combinatul siderurgic — Hunedoara*

CZ 669.162.267.4(498)

Cu toate că tehnologia insuflării combustibililor auxiliari în creuzetul furnalelor a fost elaborată și asimilată de aproape două decenii și în același timp a avut loc o îmbogățire substanțială a cunoștințelor despre procesele din furnale, părerile cu privire la combustibilul auxiliar și cantitatea injectată nu sînt unanime.

Înainte de a se expune unele rezultate obținute la Combinatul siderurgic—Hunedoara se analizează sumar cauzele unor astfel de neconcordanțe, cu referire îndeosebi la gazul metan și la păcură.

Factorii limitatori ai cantităților injectate. Limitele cantităților injectate pot fi de natură gazodinamică (reducerea permeabilității coloanei), termică (reducerea temperaturii în anumite zone ale spațiului de lucru) sau cinetică (insuficiența vitezelor reacțiilor). În practică de regulă intervin ultimele două elemente.

Este cunoscut că micșorarea temperaturii în creuzet este proporțională nu numai cu cantitatea de combustibil injectat rece (chiar dacă este preîncălzit), ci și cu conținutul de hidrogen (mai corect, raportul H/C) care în zona inferioară nu se oxidează dar absoarbe căldură. Cantitatea injectabilă pentru un anumit combustibil este determinată de temperatura aerului insuflat, de obicei apropiată de valorile superioare realizabile cu dotarea tehnică dată.

În figura 1 se redau temperaturile teoretice de ardere incompletă în condițiile reducătoare din creuzet.

Se remarcă faptul că temperatura arderii incomplete crește de la gazul metan către materialele slab hidrogenate, la care se depășesc 1 000°C, chiar în cazul unor temperaturi reduse ale aerului insuflat. Aportul acestor materiale la bilanțul termic al zonei inferioare („zona de elaborare" după Michard) practic este totdeauna pozitiv, obținîndu-se indici de înlocuire a cocsului superiori. În cazul gazelor naturale obișnuite, bogate în hidrogen, participarea la procesele termice din zona de temperaturi ridicate este negativă la temperaturile uzuale ale aerului insuflat.

Limita cantității maxime de combustibil injectabil în condițiile menținerii temperaturii teoretice de ardere la valoarea corespunzătoare insuflării aerului cu temperatura de 600°C fără combustibil auxiliar este redată în figura 2.

În ipoteza simplificatoare a înlocuirii cocsului cu indici egali pentru toți combustibilii se impune concluzia că o dată cu creșterea gradului de hidrogenare se micșorează cantitatea de combustibil potențial injectabil din punct de vedere termic și deci posibilitatea de înlocuire a cocsului. Decalajul este mai accentuat dacă se are în vedere participarea la bilanțul termic al zonei inferioare.

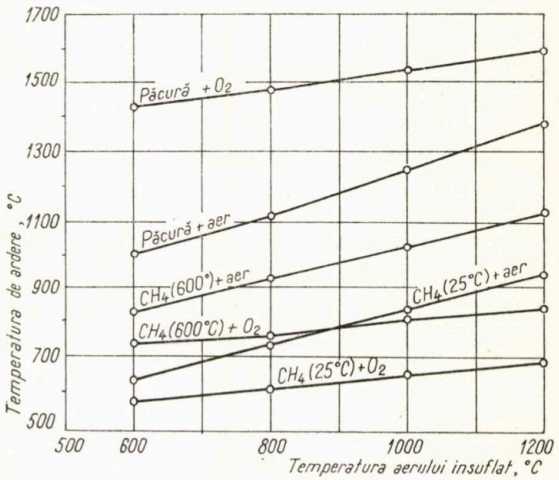


Fig. 1. Temperatura arderii incomplete (cu formare de CO și H_2) în funcție de temperatura aerului (oxigenului) insuflat.

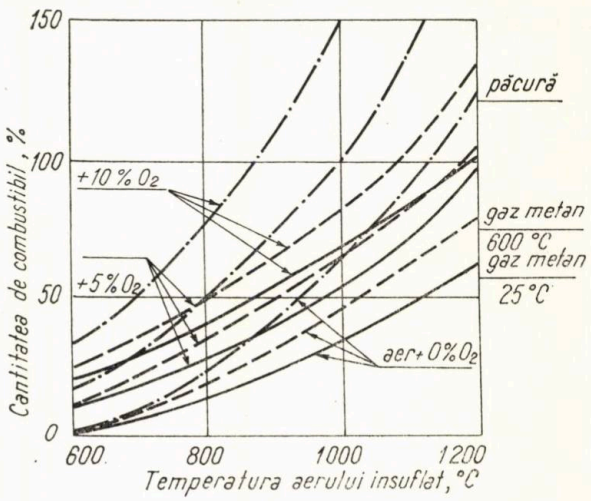


Fig. 2. Cantitatea de combustibil auxiliar injectabil, %, din cantitatea de cocs ars la gurile de vînt, în funcție de temperatura aerului insuflat.

* La încercările de injectare a păcurii au colaborat ing. Vasilescu Ion, ing. Teodorescu Ștefan, ing. Borza Ion, ing. Gălbenușe Eugen, ing. Doboly Alex., ing. Muck Horst, personalul tehnic și de exploatare al secției furnale C.S.H., personalul laboratorului de cercetări C.S.H. și Centrul de proiectări—Hunedoara.

La nivelul actual al temperaturilor aerului insuflat cantitatea de combustibil insuflat este limitată de posibilităţile de realizare a arderii, care trebuie să se termine înainte de zona reducătoare. Timpul necesar arderii unui amestec în funcţie de natura combustibilului este de ordinul 10^{-4} s. În cazul combustibilului lichid s-a putut arăta experimental că durata arderii unei picături este funcţie de temperatură, aportul de oxigen şi caracteristicile combustibilului. În aceste condiţii dependenţa duratei arderii de diametru este exponenţială.

La furnalele moderne, cu o viteză a aerului insuflat de 150—200 m/s, timpul disponibil este de ordinul 5×10^{-3} s, ceea ce pune condiţii severe pulverizării, diametrul maxim al picăturilor trebuind să fie sub 20—40 microni.

În cazul combustibililor solizi durata arderii este mult mai mare, iar problemele tehnice ale insuflării acestora în cantităţile necesare nu sînt încă rezolvate.

Pentru a avea o imagine mai completă se poate arăta că sarcina termică în cazul unui furnal care consumă 100 kg păcură pentru fiecare tonă de fontă este de ordinul 10^7—10^8 kcal/h · m³, în timp ce la instalaţiile industriale obişnuite de ardere aceasta nu depăşeşte 10^6 kcal/h · m³.

Este deci explicabil numărul mare de metode şi construcţii de dispozitive de pulverizare a păcurii care au fost propuse. În această direcţie a lucrat şi un colectiv din C.S.H. care a elaborat o metodă de injectare satisfăcătoare la un furnal de 300 m³, cu debite mergînd pînă la 120 l/t fontă. Întrucît acest furnal nu este tipic se lucrează în continuare pentru experimentarea insuflării păcurii la un furnal de 700 m³.

Pentru aprecierea gradului de dificultate a soluţionării acestei probleme trebuie arătat că în timp ce la furnalul de 300 m³ consumului de 100 kg/tf îi corespund circa 250 kg/h × gura de vînt, la furnalul de 700 mm³ această intensitate depăşeşte 500 kg/h × gura de vînt. Din acest punct de vedere furnalele cu un număr mai mare de guri de vînt sînt avantajate.

În concluzie se poate spune că:

— cantităţile injectabile potenţial cresc pe măsură ce se micşorează raportul dintre conţinutul de hidrogen şi carbon, fiind minime pentru gazul metan;

— combustibilul auxiliar trebuie oxidat chiar incomplet (cu formare de CO şi H_2) înainte de intrarea în zona reducătoare a furnalului;

— dificultăţile îndeplinirii condiţiei precedente cresc pe măsură ce se micşorează gradul de hidrogenare, în cazul combustibililor solizi ele nefiind încă soluţionate integral.

Insuflarea păcurii în furnalele C.S.H. În Combinatul siderurgic—Hunedoara primele încercări de insuflare a păcurii au avut loc la un furnal de 213 m³, în anul 1954. Deoarece problema pulverizării nu era soluţionată corespunzător, iar aerul era încălzit la numai 400°C, aceste încercări nu au dat rezultate pozitive.

Reluate în colaborare cu ICEM în 1959 la un alt furnal de acelaşi volum util experienţele, mai bine organizate, au dat rezultate încurajatoare. Întrucît însă în acelaşi timp a fost elaborată şi asimilată insuflarea gazului metan, preocupările pentru insuflarea păcurii au fost pentru moment părăsite. Necesitatea reducerii în continuare a consumului specific de cocs a impus reluarea lor în 1970, mai întîi la un furnal de 213 m³ ca şi la cele anterioare, apoi la furnalul de 300 m³ amintit.

Întrucît literatura tehnică este săracă în indicaţii referitoare la metodele şi parametrii injectării (iar datele existente se referă la consumuri de 30—50 kg/t fontă, neinteresante) a fost necesară o anumită acumulare de experienţă care în cele din urmă a dus la reorientarea cercetărilor în sensul insuflării de cantităţi sporite de păcură.

Trebuie avut în vedere că în acest caz nu se pune problema unui mers de referinţă fără insuflarea de combustibil care nu ar prezenta importanţă economică, ci se pleacă de la tehnologia utilizată în mod curent a insuflării unui combustibil gazos cu preţ relativ scăzut. Se pun condiţii economice de eficienţă care înăspresc condiţiile tehnologice (preţul păcurii este superior celui al gazului metan cu aproximativ 80 %). Satisfacerea acestor condiţii impune obţinerea unor economii de cocs care să acopere diferenţa de preţ, ceea ce este posibil numai dacă se suflă cantităţi de păcură sporite, apropiate de valorile rezultate din calcule.

Analiza condiţiilor pulverizării şi încercările la scară redusă au arătat că, pentru obţinerea unei pulverizări satisfăcătoare este necesară încălzirea păcurii la o temperatură superioară (min. 120°C) şi la o presiune care să asigure evitarea fenomenelor de spumare sau cracare parţială.

La utilizarea injectoarelor cu agent de pulverizare (aer comprimat, gaz metan) s-a renunţat, pentru a se evita influenţele economice negative şi înrăutăţirea regimului termic, care ar avea loc în special în cazul pulverizării cu gaz natural.

Pentru insuflare se utilizează un injector mecanic cu o cameră de turbionare care la parametrii indicaţi realizează pulverizarea eficace a circa 100 kg/t fontă (cca. 250 kg pe gură de vînt şi oră), în cazul furnalului de 300 m³, la temperatura aerului suflat de 780°C.

Cu forţele secţiei a fost montată o instalaţie de alimentare cu păcură arătată schematic în figura 3.

Pentru încălzirea şi pomparea păcurii s-a utilizat un agregat-tip produs de Uzina „Vulcan". Un punct slab în funcţionarea acestui agregat a constat în uzura rapidă a corpului

pompelor turnate din aluminiu, neadecvat condiţiilor de lucru date.

Insuflarea păcurii a început cu o cantitate relativ redusă (cca. 50 l/t) şi oprirea gazului metan. Cantitatea de păcură s-a mărit treptat,

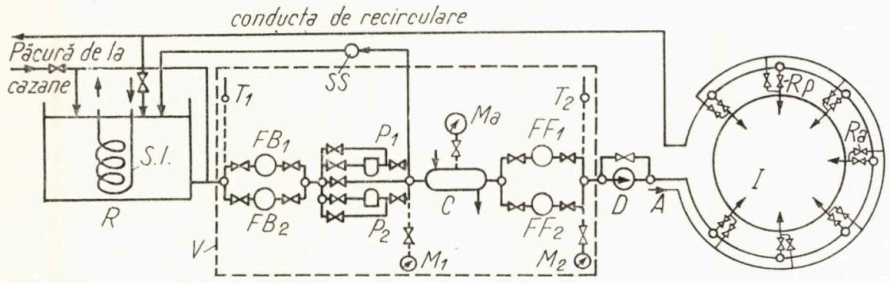


Fig. 3. Schema instalaţiei de insuflat păcură în furnalul nr. 4:

R – rezervor tampon; *FB* – filtre brute; *FF* – filtre fine; $P_{1,2}$ – pompe abur; *C* – schimbător de căldură; $M_{1,2}$ – manometre păcură; *Ma* – manometru abur; *SS* – supapă de siguranţă; T_1 – termometru intrare păcură; T_2 – termometru ieşire păcură; *I* – injector; *D* – contor; *A* – conductă de abur; *SI* – serpentină de încălzire; *Rp* – robinet păcură; *Ra* – robinet abur; *V* – agregat de pompare Vulcan.

fiind urmată de mărirea raportului minereu/cocs şi reducerea consumului specific de cocs (fig. 4).

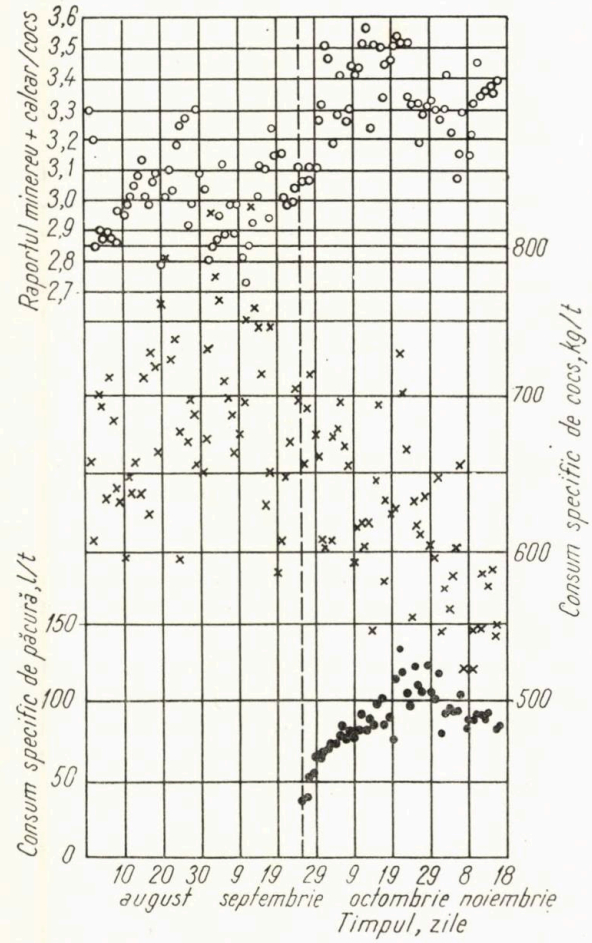


Fig. 4. Evoluţia consumului de păcură, consumului specific de cocs şi raportul cocs/minereu în perioada iniţială a experimentărilor.

Este de menţionat o oarecare rămînere în urmă a temperaturii aerului insuflat faţă de posibilităţile reale, provocată de rezervele cu care era privită evoluţia regimului termic al furnalului.

În tabela 1 sînt date valorile cîtorva parametri reprezentativi din perioada experimentărilor.

Aceste date arată că prin insuflarea unor combustibili cu conţinut redus de hidrogen se poate obţine o reducere substanţială a consumului de cocs, care este departe de domeniul erorilor de măsură (spre deosebire de celelalte măsuri tehnologice a căror efect individual este apropiat de acest domeniu), cu condiţia evidentă a oxidării eficiente. Încercările au fost efectuate în condiţii de exploatare obişnuite care în această perioadă au impus unele schimbări în compoziţia încărcăturii. Rezervele faţă de rezultatele obţinute au determinat verificarea lor în anul 1973, repetîndu-se comparaţia cu mersul cu gaz metan, de această dată elaborîndu-se fontă de turnătorie. Pentru ilustrare se dau în tabela 2 rezultatele funcţionării cu un consum de gaz metan — determinat în prealabil ca optim — în comparaţie cu mersul cu păcură.

Exploatarea instalaţiei de suflat păcură. Experienţa a arătat că funcţionarea furnalului cu insuflarea păcurii se desfăşoară fără dificultăţi deosebite. Se poate nota că indicele de înlocuire a cocsului cu păcură are şi îşi păstrează valori ridicate chiar în cazurile unor cantităţi de păcură insuflate de ordinul a 100 kg/t fontă cu condiţia oxidării ei integrale (fig. 5).

Întrucît încercările au fost efectuate la un furnal fără o dotare tehnică adecvată, în explicarea îmbunătăţirii indicelui de înlocuire în perioada iniţială a insuflării se pot formula doar ipoteze. O primă explicaţie plauzibilă pare ameliorarea pulverizării ca urmare a creşterii turbulenţei în camera de turbionare, pe măsură ce creşte presiunea (şi — la dimensiunile geometrice date — şi debitul), pentru ca după depăşirea valorii optime să se înrăutăţească din nou. Este posibil, de asemenea, ca înainte de introducerea păcurii posibilităţile schimbului termic şi chimic să nu fi fost valorificate integral; insuflarea păcurii a permis o desfăşurare mai eficace a proceselor de reducere indirectă; în sprijinul acestei explicaţii vine şi consumul iniţial de cocs relativ ridicat. Înrăutăţirea ulterioară a acestui indice se poate explica atît prin factori termodinamici, cît şi cinetici.

Se poate nota că şi în cazul dat depăşirea valorii optime a debitului de păcură pulveri-

Tabela 1

Perioada	Referință 1–24.IX	Experimentale			
		25–30 IX	1–8 X	9–18 X	19–31 X
Consumul specific de gaz metan, m^3/t fontă	47,5	0	0	0	0
Consumul specific de păcură, kg/t fontă	0	54	76,1	88,1	109,1
Consumul specific de cocs tehnologic (necorectat), kg/t fontă	704,4	679,8	646,9	620,1	631,9
Raportul păcură : cocs, %		8	11,7	14,3	17,3
Temperatura aerului insuflat, °C	800	770	752	761	768
Scoatere brută de fontă, %	47,6	47,2	45,9	46,5	47,4
Raportul minereu/cocs	2,98	3,12	3,37	3,46	3,34
Aglomerat în încărcătură, %	76,8	73,4	56,6	72,4	71,0
Analiza fontei, %					
— siliciu	0,97	0,98	1,0	0,93	0,97
— mangan	0,96	0,97	1,09	1,11	1,10
— sulf	0,047	0,046	0,044	0,035	0,042
Raportul $CO_2/(CO + CO_2)$	0,352	0,398	0,390	0,398	0,308
Productivitatea, t fontă/24 h efectiv	380,5	408,7	423,1	393,1	399,4
Diferența consumului specific de cocs * (corectat), kg/t fontă	referință	32,3	85,0	100,5	77,4
Indici de înlocuire (cocs + CH_4)/ păcură	—	1,48	1,74	1,67	1,14

* Întrucît în perioada de referință din cauze exterioare secției consumul de gaz metan nu a fost la nivelul permis de temperatura aerului insuflat, în datele de mai sus apare o economie de cocs majorată cu valoarea corespunzătoare debitului neconsumat de gaz metan.

Tabela 2

Perioada	Diferență 18–24 iulie	Experimentală 30.07–07. 08
Consumurile specifice :		
— gaz metan, m^3/t fontă	57,7	0
— păcură, kg/t fontă	0	80,76
— cocs tehnologic, kg/t fontă	748,2	724,7
— încărcătură, kg/t fontă, din care :	1 907,4	1 968,3
— aglomerat	1 173,8	1 204,8
— calcar	96,5	140,6
Scoaterea brută de fontă, %	52,4	50,8
Ritmul de încărcare, șarje/ 24 h	115,8	113,0
Analiza fontei, % :		
— siliciu	2,55	2,44
— mangan	0,96	0,92
— fosfor	0,154	0,160
— sulf	0,021	0,021
Raportul $CO_2/(CO + CO_2)$	0,276	0,276
Temperatura aerului insuflat, °C	872	856

zată, chiar cu o valoare foarte redusă, duce la producerea negrului de fum, cu dificultăți în coborîrea coloanei de materiale (agățări) și răciri ale furnalului. Gazul de furnal conține păcură în suspensie, întîmpinîndu-se greutăți la epurarea lui. Pot apărea cantități de păcură lichidă la îmbinarea racordurilor gurilor de vînt și chiar la orificiul de evacuarea a fontei și zgurei.

Arderea nesatisfăcătoare la o gură de vînt se manifestă prin tendința de obturare a acesteia. Oprirea temporară a injectării la gura de vînt respectivă duce la autocurățarea ei.

Funcționarea furnalului este uniformă și mai stabilă decît la funcționarea cu gaz metan, dar exploatarea instalației are unele particularități.

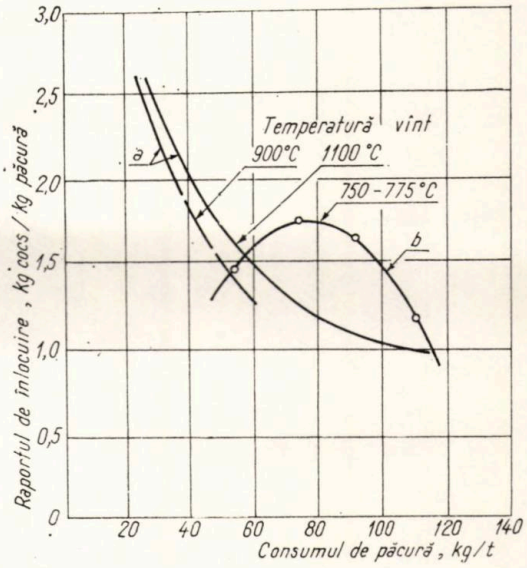


Fig. 5. Valoarea indicilor de înlocuire a cocsului în funcție de cantitatea de păcură insuflată : *a* — date din literatură ; *b* — experimentări C.S.H.

Injectoarele utilizate au un domeniu de funcționare corectă restrînsă, de circa 200—300 kg/h. La debite mai mici are loc o tendință de obturare a canalelor injectoarelor ; la debite mai mari se înrăutățește pulverizarea. Înainte de pornire sau de oprire a păcurii injectorul se

purjează cu aburi. Experienţa a arătat că în cazul opririi păcurii pe perioade relativ lungi este necesară scoaterea injectorului din spaţiul de lucru altfel acesta se deteriorează din cauza temperaturii ridicate.

În unele cazuri, după oprirea injectării, păcura rămasă în conductele neîncălzite de transport de la schimbătorul de căldură pînă la arzător se răceşte în asemenea măsură, încît blochează întregul traseu (în astfel de cazuri se recomandă evacuarea păcurii reci din traseul în cauză).

Sînt în curs lucrări de cercetare şi completare a instalaţiei pentru evitarea inconvenientelor semnalate.

Consideraţii economice. Pentru ca injectarea păcurii să devină rentabilă este necesar ca cheltuielile ocazionate de preţul superior al păcurii să fie recuperate prin economiile de cocs:

$$P_p \cdot Q_p \leqslant \Delta K \cdot P_k - Q_{CH_4} \cdot P_{CH_4}$$

unde:

P_p, P_k, P_{CH_4} reprezintă valoarea cu care intră în preţul de cost păcura, respectiv cocsul şi gazul metan;

Q_p, Q_{CH_4} — debitul insuflat de păcură, respectiv gaz metan înlocuit;

ΔK — economia suplimentară de cocs.

Luînd ca unitate preţul cocsului, preţurile gazului metan şi păcurii sînt respectiv de 0,3 şi 0,565 deci:

$$0{,}565\, Q_p \leqslant \Delta K + 0{,}3\ CH_4$$

În cazul în care nu se respectă această inegalitate insuflarea păcurii devine neeficientă economic.

Din încercările efectuate a rezultat o eficienţă de 3,6 lei/t fontă.

Trebuie subliniat că alegerea combustibilului auxiliar trebuie să fie orientată în raport cu conjunctura, cercetarea urmărind în acelaşi timp utilizarea resurselor celor mai accesibile şi obţinerea eficacităţii maxime; în acest sens este necesară elaborarea tehnologiei injectării tuturor combustibililor corespunzător scopului.

Ing. Cr. Boiangiu, ing. C. Dan
şi ing. Fr. Katra
Combinatul siderurgic — Hunedoara

Consideraţii privind durabilitatea bolţilor bazice la cuptoarele Martin de 400 t

CZ 669.183.211.36

În condiţiile intensificării arderii şi a proceselor metalurgice din cuptoarele Martin folosind oxigenul, uzura materialelor refractare se accentuează mult. Uzura sporită este legată de difuzia oxizilor din zgură (rolul oxizilor de fier fiind predominant) în stratul de lucru al materialului refractar unde se formează compuşi uşori fuzibili. Viteza de difuziune în stratul de lucru al materialului refractar creşte cu conţinutul acestora în zgură şi temperatura, care măreşte fluiditatea zgurei.

Uzura refractarelor se intensifică, de asemenea, din cauză că stratul de reacţie care la temperaturi moderate se găseşte în stare solidă la temperaturi ridicate se topeşte superficial şi este spălat de flacăra în mişcare.

Partea cea mai solicitată a cuptorului Martin este bolta, rezistenţa ei determinînd încărcarea termică, regimul de suflare a oxigenului şi durata unei campanii, toate acestea influenţînd productivitatea şi consumul de refractare.

Din anul 1966 la C. S. Hunedoara s-a introdus oxigenul în procesul de elaborare a oţelurilor la cuptoarele Martin de 400 t, mai întîi ca intensificator al arderii, iar apoi ca intensificator al proceselor metalurgice. Paralel cu creşterea consumului de oxigen în procesul de elaborare a oţelurilor a crescut şi consumul de refractare şi, în special, cele utilizate la bolta cuptorului (tabela 1).

Tabela 1

Anul	Consumul de oxigen, Nm³/t			Durabilitatea bolţilor. Nr. mediu de şarjă pe boltă		
	Oxigen prin arzător	Oxigen prin lănci	Total	Campania I	Campania a II-a	TOTAL
1965	—	—	—	202	185	387
1966	35,0	—	35,0	197	182	379
1967	30,1	5,3	35,4	199	172	371
1968	19,4	13,3	32,7	197	166	363
1969	14,4	18,4	32,8	198	162	360
1970	12,6	25,4	38,0	194	161	352
1971	15,7	27,5	43,2	196	146	342
1972	16,5	29,0	45,5	194	153	347
1973	12,5	34,2	46,7	226	—	226*

* Rezultate obţinute la o singură campanie.

Datele din tabela 1 scot în evidenţă o tendinţă de scădere a durabilităţii bolţilor o dată cu creşterea consumului specific de oxigen în special cel utilizat prin lănci pentru intensificarea proceselor metalurgice.

Deşi în ultimii doi ani consumul specific de oxigen a crescut, mărindu-se intensitatea de insuflare, totuşi durabilitatea refractarelor din boltă (şi din restul cuptorului) a rămas aproximativ constantă ca urmare a unor măsuri de micşorare a efectului oxigenului asupra uzurii refractarelor şi anume:

Efectuarea de modificări constructive

Efectuarea de modificări constructive atît la partea superioară, cît şi la partea inferioară a cuptorului în vederea reducerii uzurii refractarelor din bolta cuptorului concretizat în:

— Modificarea geometriei bolţii principale atît în secţiunea transversală, cît şi longitudinală. În secţiune transversală s-a micşorat partea înclinată a bolţii dintre peretele din spate de la 3 047 la 1 650 mm, iar în secţiune longitudinală s-a înlăturat gîtuirea de la capetele de ardere, bolta devenind dreaptă de la un capăt la celălalt al cuptorului.

— Mărirea distanţei boltă-baie cu 100—150mm în scopul micşorării împroşcării bolţii cu stropi de metal şi zgură în timpul suflării cu oxigen. De asemenea o boltă mai ridicată, asociată cu capete de ardere mai largi, favorizează formarea unei perdele de aer de răcire cu condiţia asigurării în spaţiul de lucru a unei suprapresiuni de 2,5—3,0 mm col. H_2O, pentru care s-a modificat sistemul de zidire a grătarelor camerelor regeneratoare, mărindu-se totodată şi dimensiunea celulei cu utilizarea refractarelor bazice la partea superioară a grătarelor (tabela 2).

Tabela 2

Nr. crt.	Parametrul	Regimul de lucru			
		Fără oxigen	Cu oxigen în flacără 1 500 Nm³/h	Cu oxigen în flacără + + lănci max. 2 000 Nm³/h	Cu oxigen în flacără + + lănci max. 4 000 Nm³/h
1	Zidăria la partea superioară	Silica	Bazic	Bazic	Bazic
2	Sistemul de zidire	Petersen	Cauper	Cutie	Cutie
3	Dimensiunile celulei mm × mm	155 × × 155	180 × × 180	220 × × 220	220 × × 340
4	Suprafaţa de încălzire m²/m³, m² %	12,5 4 500 100	12,0 4 300 95,5	10,9 3 900 86,8	8,08 2 900 64,4
5	Suprafaţa liberă m²/m², %	0,500 100	0,535 108	0,592 118	0,648 130
6	Volumul de refractare m³/m³, %	0,700 100	0,464 66,5	0,374 53,4	0,352 46,9

Se menționează că la intensități de insuflare mai mari de 5 $Nm^3O_2/h \cdot t$ grătarele cu celula de 220 × 220 mm devin necorespunzătoare, iar pentru trecerea la celula de 300 × 300 mm în mod experimental se utilizează celula de 220 × 340 mm.

Micșorarea gradului de împroșcare a bolții cu stropi de metal și zgură

Micșorarea împroșcării se poate realiza atît prin mărirea distanței dintre boltă și baie, cît și prin utilizarea unor lănci cu parametri adecvați caracteristicilor constructive ale cuptorului.

Folosind mai multe tipuri de lănci (cu parametrii redați în tabela 3) s-a reușit să se ajungă la unele concluzii cu privire la împroșcarea bolții cu stropi de metal și zgură.

Tabela 3

Tipul lăncii	Nr. de orificii	Debit O_2, Nm^3/h	Presiunea O_2, kgf/cm^2	Debit specific de oxigen, $kg\ O_2/cm^2 \cdot h$	Numărul de etaje
A	6	2 000	8,0	290	1
B	12	2 000	8,0	295	2
C	6	2 000	8,0	465	1

Dintre cele trei tipuri de lănci utilizate la C.S.H.—OSM II cele mai bune rezultate s-au obținut cu lancea tip C, deoarece zona de reacție creată este cea mai mică. Se poate aprecia că această zonă s-a micșorat aproximativ la jumătate în cazul utilizării lăncilor tip C față de celelalte tipuri de lănci, cînd zona avea diametrul de 0,6—0,8 m și înălțimea de 1,0 m.

Se cunoaște că efectul insuflării oxigenului asupra procesului de afinare și împroșcările de zgură depind de viteza de insuflare a oxigenului (debitul specific exprimat în kg de oxigen pe cm^2 secțiune orificii lance și oră) parametru care este independent de funcționarea la valori peste sau sub presiunea critică. S-ar părea că rezultatele obținute cu lancea tip C vin în contradicție cu cele afirmate mai sus, în sensul că viteza de insuflare crește și, o dată cu aceasta, și împroșcările. Acest fenomen este valabil numai pentru cazul cînd insuflarea oxigenului se face în zgură sau deasupra acesteia, dar în cazul de față insuflarea oxigenului se face în planul de separație zgură-baie metalică și o dată cu mărirea vitezei de insuflare se mărește capacitatea de pătrundere a oxigenului în baia metalică, micșorîndu-se astfel gradul de oxidare a zgurei cu 6 %. De asemenea se micșorează cantitatea de praf depus pe traseul canalelor colectoare — coș și cel captat la electrofiltre.

Tot pentru micșorarea gradului de împroșcare a bolții s-a trecut la dispunerea lăncilor pe axul longitudinal al cuptorului (inițial dezaxat spre față cu 200—300 mm) fapt care a permis ca zonele de reacție să se găsească sub conul flăcării, iar stropii de oțel și zgură să fie redirijați spre baie. În felul acesta s-a reușit să se diminueze uzura spre partea din față a bolții.

Stabilirea unor regimuri termice care să corespundă condițiilor de folosire a oxigenului în cantități sporite

În primul rînd la stabilirea regimului termic s-a avut în vedere aportul caloric al procesului de oxidare a CO degajat din baia metalică.

În al doilea rînd pentru a avea o uzură cît mai mică a zidăriei refractare și, în special, a zidăriei bolții impulsul total al flăcării trebuie limitat la 2 $kg/10^6$ kcal și oră. Oxigenul pătrunzînd în flacără cu o viteză mare îi imprimă acesteia un impuls considerabil, motiv pentru care a fost necesară luarea unor măsuri care să asigure menținerea acestuia sub valoarea de 2 $kg/10^6$ kcal și oră.

Din examinarea relației de mai jos pentru determinarea impulsului rezultă că singurul parametru asupra căruia se putea acționa fără a se micșora încărcarea termică a fost debitul de abur:

$$I = \frac{G_a}{g} W_a + \frac{G_g}{g} W_g + \frac{G_p}{g} Wp + \frac{Go_2}{g} Wo_2, \text{kg},$$

în care:

G_a reprezintă debitul de abur, kg/s;
G_g — debitul de gaz, kg/s;
G_p — debitul de păcură, kg/s;
Go_2 — debitul de oxigen, kg/s;
W_a, W_g, W_p, Wo_2 — vitezele aerului, gazului, păcurii și oxigenului, m/s;
g — accelerația gravitațională, m/s^2.

Acționînd în acest fel impulsul s-a menținut sub valoarea de 2 $kg/10^6$ kcal și oră, așa cum rezultă din tabela 4.

Tabela 4

Perioadele șarjei						
Încărcarea termică și impulsul specific	Ajustare	Încărcare	Încălzire	Încărcarea fontei lichide	Topirea	Afinarea
Încărcarea termică, $x10^6$ kcal/h	28	45	45	30	15	15
Impulsul specific, $kg/10^6 kcal/h$	1,13	1,34	1,34	1,80	1,86	1,86

Îmbunătățirea condițiilor de lucru ale materialelor refractare din boltă

Această îmbunătățire se obține prin suflarea periodică a suprafeței exterioare a bolții cu abur în scopul îndepărtării prafului. Suflarea bolții se face cu ajutorul unei instalații construite în acest scop. De asemenea porțiunile mai uzate ale bolții se suflă permanent cu aer în vederea răcirii.

Folosirea unor refractare bazice de calitate superioară pentru boltă

Refractarele bazice pentru zidirea bolților sînt cărămizi legate chimic din cromito-magnezită învelite în tablă cu dispozitive de suspendare. Aceste cărămizi au corespuns pentru condițiile funcționării fără oxigen sau cu oxigen în condiții limitate (tabela 1).

Pentru condițiile funcționării cuptoarelor Martin cu intensitate de suflare a oxigenului mai mare de 5 $Nm^3/t \cdot h$ sînt necesare refractare de boltă de calități superioare și anume:

— cărămizi bazice cu conținut de oxid de crom arse la temperaturi înalte circa 1 750°C și la care se realizează o „legătură directă" între cromit și periclaz;

— cărămizi bazice obținute din sinter simultan (arderea comună a minereului de crom și a magnezitei) și magnezită sinterizată de înaltă calitate.

În urma experimentării unor bolți fabricate din sinter — simultan în condițiile folosirii oxigenului cu intensitatea de 7,5 $Nm^3/t \cdot h$, comparativ cu bolțile din calitate obișnuită (standard), s-au obținut datele redate în tabela 5.

Tabela 5

Calitatea bolților	Formatul	Nr. bolți uzate, buc.	Durabilitatea medie, $\frac{\text{șarjă}}{\text{boltă}}$	Consumul specific realizat, kg/t
Standard (crom-magnezită)	L425	11	299	2,73
Superioară (sinter-simultan)	L425	4	412	1,87

Pentru etapa următoare, cînd se prevede creșterea intensității de insuflare a oxigenului la 10—15 $Nm^3/t \cdot h$, este necesar să se folosească în continuare bolțile suspendate, care asigură o durată mai scurtă de execuție, condiții mai bune pentru reparații și limitarea formatelor de cărămizi la două tipuri. De asemenea va trebui ca bolțile să asigure o singură campanie, de minimum 230 șarje, în vederea realizării timpului efectiv de funcționare de minimum 89% și folosirea eficientă a restului de cuptor prin utilizarea unor formate de cărămizi adecvate și de calitate superioară.

BIBLIOGRAFIE

[1] Alimore F.O Sukrust, Domcheim. Journal of Metals, aug. 1967, p. 45—49.

[2] Demim G.I. ș.a. *Referitor la alegerea unghiului de înclinare a ajutajelor lăncii pentru oxigen* — D.M. nr. 5, 1970, p. 217—220.

[3] *** *Radex-Rundschau Bertrog zum Verschlussablouf von Simens-Martin.* Ofenherden aus Sintermagnesit.

[4] *** Referat — Zilele tehnico-industriale austriece, mai, 1969.

[5] Iuzov O.V. ș.a. *Analiza factorilor de reducere a consumului de materiale refractare în producția de oțel Martin.* D.M. nr. 9, 1973, p. 359—365.

Considerații privind intensificarea proceselor metalurgice în cuptorul Martin cu oxigen

Ing. Gh. Rădulescu, ing. S. Faur, ing. C. Deheleanu
și ing. Cr. Boiangiu
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 669.183.2 : 662.611.25

Oxigenul este utilizat în cuptorul Martin ca intensificator al proceselor de ardere și al proceselor metalurgice. Folosirea ca intensificator al proceselor de ardere cu maximum de eficiență se face în perioadele încărcare-încălzire, iar al proceselor metalurgice, în perioadele topire-afinare.

Pentru stabilirea tehnologiei de elaborare a oțelului cu oxigen, avînd în vedere creșterea temperaturii flăcării și a capacității ei de radiație, creșterea puterii de oxidare a atmosferei cuptorului, a vitezelor mari de decarburare și de încălzire, au fost cercetate următoarele aspecte :

— stabilirea gradului optim de îmbogățire cu oxigen a aerului de ardere în perioada încărcare-încălzire ;

— influența insuflării oxigenului în baia metalică asupra desfășurării proceselor termice și metalurgice în perioada topire-afinare ;

— modificări în desfășurarea proceselor termice și metalurgice o dată cu creșterea intensității de insuflare a oxigenului în baia metalică.

Oxigenul ca intensificator al proceselor de ardere se folosește în perioadele de încărcare-încălzire și este introdus prin arzătoarele din capetele de ardere ale cuptorului.

Din cercetările efectuate în condiții industriale s-a constatat că o îmbogățire cu oxigen a aerului pînă la 30—35 % O_2 este urmată de o creștere continuă a temperaturii flăcării. Temperaturile cele mai mari se obțin în intervalul de îmbogățire de 25—28 % O_2. Debitul de oxigen tehnologic necesar obținerii acestui grad de îmbogățire a aerului de ardere este de 1 500— 2 000 Nm^3/h, obținîndu-se :

— creșterea temperaturii flăcării cu 100—150°C și mărirea capacității de radiație a acesteia (fig. 1) ;

— mărirea puterii de oxidare a atmosferei cuptorului ;

— micșorarea volumului produselor de ardere și, prin urmare, mărirea randamentului termic ;

— posibilitatea măririi încărcării termice a cuptorului pe seama acelorași resurse de tiraj.

În aceste condiții se poate realiza o viteză minimă de încărcare, de 2 t/m^2h, și o viteză de încălzire, astfel încît să se evite formarea de blocuri metalice pe vatră ca urmare a unei topiri premature a încărcăturii de deasupra. Debitele de oxigen au fost limitate la valorile de mai sus și din motive de uzură a materialelor refractare.

Este cunoscut că introducerea oxigenului în flacără cu o viteză mare îi imprimă acesteia un impuls suplimentar. Din experiența uzinei impulsul flăcării nu poate depăși, din considerente de uzură a materialelor refractare, 2 $kg/10^6$ kcal/h. Din calcule rezultă că pentru un debit de oxigen de 1 500—2 000 Nm^3/h, la o presiune de 8,0 kgf/cm^2 a acestuia și o încărcare termică de $45 \cdot 10^6$ kcal/h, impulsul specific în perioadele încărcare-încălzire nu depășește 1,5—2,0 $kg/10^6$ kcal/h în condițiile cînd debitul de abur se reduce de la 2 000 la max. 1 400 kg/h.

Orificiul de ieșire a oxigenului trebuie să fie situat în partea inferioară a arzătorului cu sco-

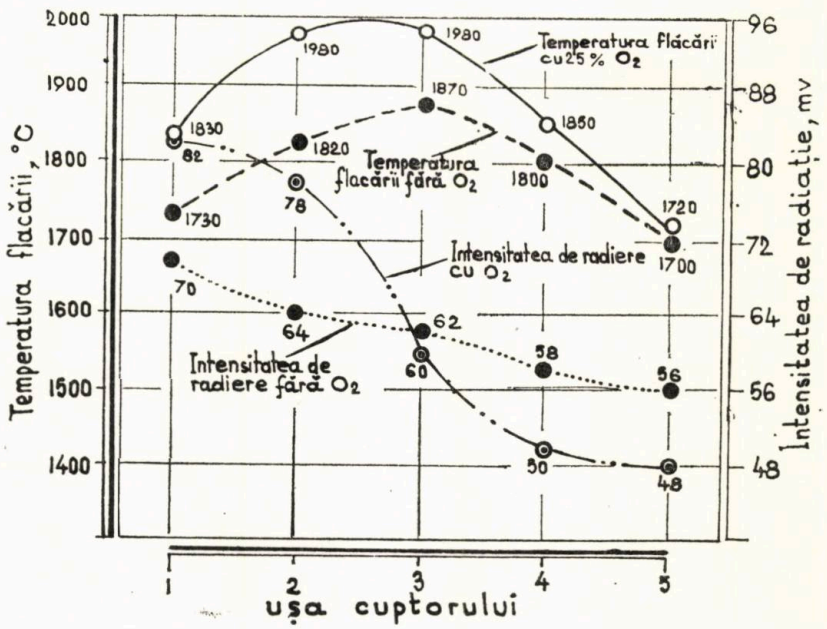


Fig. 1. Variația temperaturii flăcării și intensității de radiație la o concentrație de 25 % O_2 în aerul de combustie. →

pul ca partea cea mai caldă a flăcării să fie în contact cu încărcătura.

Introducerea oxigenului în baia metalică se face prin două lănci amplasate în boltă, folosind o intensitate de suflare de 5 $Nm^3/t \cdot h$ şi presiunea de 8,0 kgf/cm^2. Efectele principale ale insuflării oxigenului în baia metalică sînt: creşterea vitezelor de decarburare, a temperaturii băii şi reducerea consumului de combustibil. Pentru aplicarea acestei tehnologii trebuie să se obţină la topire un conţinut minim de carbon de 1,2% care permite o desfăşurare normală a afinării chiar în condiţiile unui conţinut mai mare de sulf şi fosfor (pînă la 0,06% S şi 0,08% P).

Conţinutul de carbon la topire este determinat de cantitatea de minereu introdusă în încărcătură, de cota de fontă şi momentul începerii suflării oxigenului.

Încercările efectuate cu cantităţi diferite de minereu în încărcătură au dus la stabilirea unui dozaj optim al minereului. Pentru o încărcătură compusă din circa 650 kg/t fontă cantitatea optimă de minereu este de 18—20 t ceea ce reprezintă 45—50 kg/t, suficient pentru acoperirea completă a suprafeţei vetrei cu minereu în vederea menţinerii unui profil normal al acesteia (cantităţi mai mici de minereu nu acoperă în întregime vatra cuptorului; calcarul care vine în contact cu aceasta îi modifică profilul).

Proporţia de fontă şi momentul începerii suflării sînt doi parametri independenţi (tabela 1).

Tabela 1

Numărul de încercări	Consumul de fontă, kg/t	Intervalul de la sfîrşitul încărcării fontei lichide pînă la începerea insuflării O_2, min	Durata medie a topirii, min	Conţinutul mediu de carbon la topire, %	Temperatura medie la topire, °C
19	580—600	75	168	1,28	1 473
24	600—620	60	156	1,37	1 488
21	620—640	45	147	1,36	1 517
14	640—660	30	135	1,38	1 514
22	660—680	15	121	1,43	1 521

Din analiza datelor din tabela 1 rezultă următoarele:

— momentul optim de începere a insuflării oxigenului este determinat de proporţia de fontă din încărcătură;

— durata topirii se prelungeşte cu aproximativ timpul cu care se întîrzie începutul suflării după terminarea încărcării fontei lichide;

— conţinutul de carbon la topire creşte o dată cu creşterea proporţiei de fontă;

— temperatura băii metalice la topire creşte o dată cu creşterea proporţiei de fontă şi micşorarea intervalului dintre sfîrşitul încărcării fontei lichide şi începutul suflării (fig. 2).

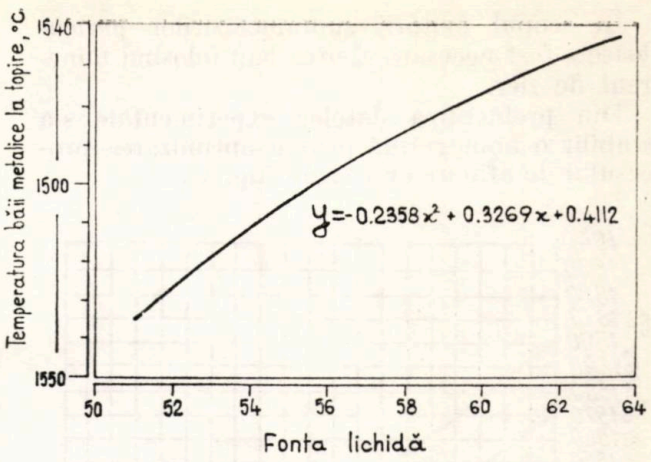


Fig. 2. Temperatura băii metalice la sfîrşitul topirii în funcţie de proporţia de fontă lichidă.

De remarcat este faptul că în condiţiile în care se lucrează cu o încărcare termică în timpul topirii de $30 \cdot 10^6$ kcal/h temperatura băii metalice la topire are valori cu 150—200°C peste temperatura lichidus, depăşind uneori limitele prescrise la evacuarea oţelului. Datele din tabela 1 sînt obţinute în condiţiile cînd consumul de combustibil a fost micşorat cu 50% în timpul topirii, supraîncălzirea băii metalice fiind de 80—150°C.

Conţinuturile de sulf şi de fosfor în baia metalică la sfîrşitul topirii fiind de maximum 0,05% şi, respectiv, maximum 0,06%, viteza de decarburare nu a trebuit să fie limitată din acest punct de vedere.

Viteza de decarburare, în condiţiile cînd debitul şi presiunea oxigenului se menţin constante, conţinutul de carbon la topire oscilînd în limite strînse, depinde în mare măsură de temperatura băii metalice la topire (fig. 3).

Viteza de încălzire a băii metalice în timpul afinării este de 1,5—2,0°C/min, iar viteza de decarburare este de 0,7—1,2% C/h.

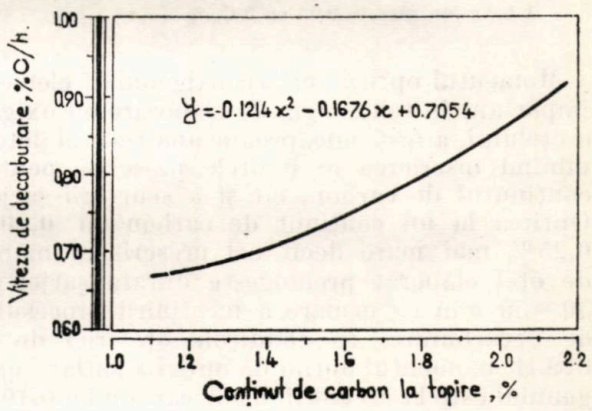


Fig. 3. Viteza de decarburare în funcţie de temperatura băii metalice la sfîrşitul topirii.

În scopul evitării supraîncălzirilor periculoase a fost necesară răcirea băii folosind minereul de fier.

Din prelucrarea datelor experimentale s-a stabilit o nomogramă pentru optimizarea procesului de afinare cu oxigen (fig. 4).

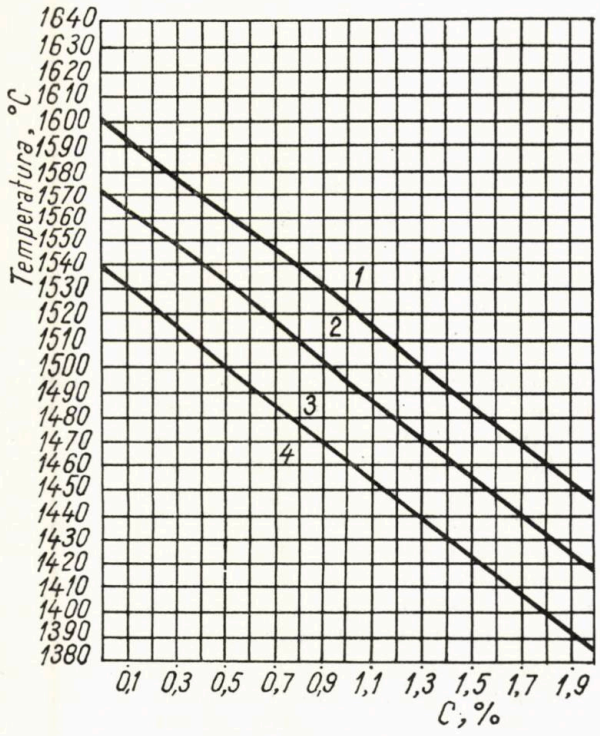


Fig. 4. Nomogramă pentru optimizarea procesului de afinare: *1* — intervalul temperaturilor oţelului supraîncălzit (adaos prudent de minereu sau micşorarea combustibilului); *2* — intervalul temperaturilor oţelului normal încălzit (adaos normal de minereu); *3* — intervalul temperaturilor oţelului insuficient încălzit (adaos prudent de minereu); *4* — intervalul temperaturilor oţelului rece (adaos de minereu interzis, se va mări combustibilul).

Un adaos de:
- 1t minereu răceşte baia cu 10°C;
- 1t var răceşte baia cu 7°C;
- viteza de încălzire la un regim de $30 \cdot 10^6$ kcal/h:
  - 1°C/min — cu oxigen prin arzător
  - 1,8 — 2,8°C/min — cu oxigen prin lance
- 1 t Fe Mn răceşte baia cu 3°C.

Momentul opririi suflării oxigenului, element important în tehnologia de elaborare cu oxigen a oţelului, a fost îndeaproape analizat, el determinînd înscrierea în limitele prescrise pentru conţinutul de carbon, cît şi a scurtării şarjei. Oprirea la un conţinut de carbon cu 0,20—0,25% mai mare decît cel prescris al mărcii de oţel elaborat prelungeşte durata şarjei cu 30—50 min ca urmare a încetinirii procesului de decarburare. În condiţiile oţelăriei de la C.S.H. momentul optim de opriri a suflării oxigenului este la un conţinut de carbon de 0,10—0,15% C peste limita prescrisă.

Folosind intensităţi de suflare a oxigenului mai mari de 5,0 $Nm^3/h \cdot t$ şi menţinînd constanţi ceilalţi parametri se modifică desfăşurarea proceselor metalurgice şi termice din baia metalică, respectiv viteza de ardere a carbonului, temperatura la topire şi viteza de încălzire a metalului.

S-au urmărit şi analizat un număr de 40 şarje, constatîndu-se următoarele:

— Temperatura băii metalice la topire creşte o dată cu mărirea intensităţii de insuflare (fig. 5). Se obţin temperaturi mai ridicate cu

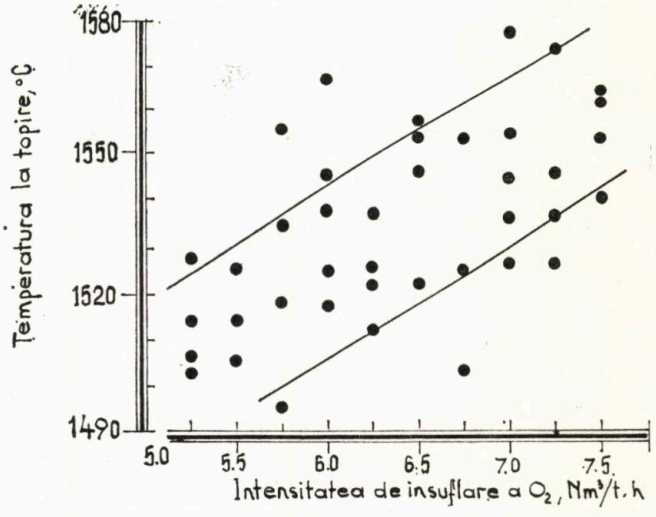


Fig. 5. Temperatura băii metalice la topire în funcţie de intensitatea de insuflare a oxigenului.

30 — 50°C decît în condiţiile suflării băii metalice cu intensitatea de 5,0 Nm^3 $O_2/t \cdot h$. În toate cazurile se obţin supraîncălziri ale băii metalice de 120 — 180°C, fiind necesar să se facă adaosuri de minereu pentru răcire în timpul afinării.

Cantitatea de minereu adăugată pentru răcire a variat în limite foarte largi (între 15 şi 40 kg/t).

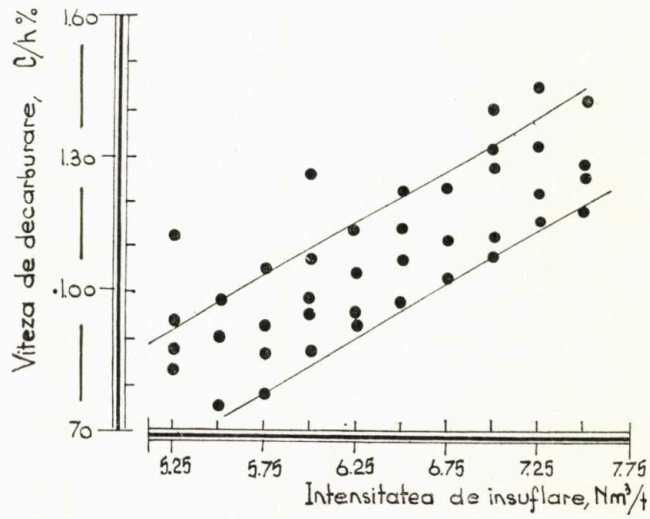


Fig. 6. Variaţia vitezei de decarburare cu intensitatea de insuflare.

Adaosurile masive de minereu au dus la creşterea vitezelor de decarburare, fapt ce a făcut ca procesul de defosforare şi desulfurare să

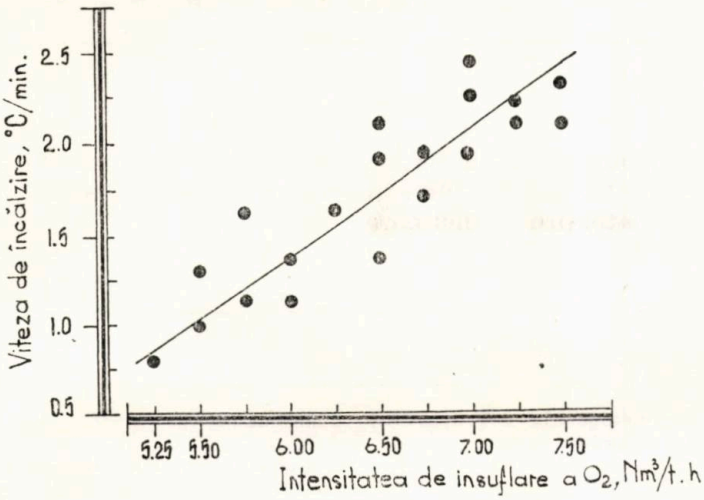


Fig. 7. Variaţia vitezei de încălzire funcţie de intensitatea de insuflare a oxigenului.

rămînă în urma procesului de decarburare, fiind necesară oprirea suflării oxigenului. De asemenea în unele cazuri temperatura de evacuare a oţelului a depăşit temperaturile maxime prescrise.

— Viteza de decarburare creşte o dată cu mărirea intensităţii de insuflare a oxigenului (fig. 6). În comparaţie cu intensitatea de insuflare $5Nm^3O_2/h \cdot t$ la intensităţi mărite viteza de decarburare creşte în medie cu 0,25% C/h, adică la o valoare de 0,85—1,45% C/h. Este de menţionat că aceste viteze s-au obţinut în condiţiile folosirii minereului pentru răcire.

— Viteza de încălzire a băii metalice creşte, de asemenea, o dată cu mărirea intensităţii de insuflare, ajungînd pînă la 2,5°C/min (fig. 7). Aceste viteze de încălzire sînt obţinute în condiţiile cînd nu s-a folosit minereu în timpul afinării sau cantitatea folosită nu a depăşit 5,0 kg/t.

O dată cu creşterea intensităţii de insuflare scade durata perioadelor topire-afinare. Durata topirii s-a micşorat în medie cu 11 min, iar durata afinării, cu 12 min.

Pentru a folosi creşterea intensităţii de insuflare cu maximum de eficienţă s-au aplicat următoarele măsuri :

— micşorarea încărcării termice în perioada de topire cu 70% ;

— micşorarea cantităţii de minereu din încărcătură la 40—45 kg/t.

Aplicarea noilor parametri tehnologici au permis scurtarea duratei de şarjă, micşorarea consumului de combustibil şi evitarea suprasolicitărilor termice ale zidăriei refractare a cuptorului.

Unele aspecte metalurgice ale fabricării oţelului pentru autoturisme

Ing. B. Rusu şi ing. Livia Puşcău
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 669.14.018.291 : 629.113

Dezvoltarea industriei constructoare de maşini din ţara noastră a pus în faţa siderurgiei problema asimilării în ritm accelerat a unor noi mărci de oţeluri elaborate după prescripţii tehnice, ce prezintă o serie de particularităţi în raport cu standardele de mare circulaţie.

Fabricarea autoturismelor a dus la necesitatea elucidării şi rezolvării unor probleme metalurgice de mare complexitate, capabile să conducă în final la obţinerea de laminate cu caracteristici diferite de prescripţiile obişnuite înscrise în standarde.

Oţelurile care au constituit obiectul cercetărilor de pînă acum la C.S.H. se referă la mărci din oţeluri aliate pentru cementare şi îmbunătăţire.

Din punct de vedere al calităţii metalurgice, al evidenţierii acesteia, normele pentru autoturisme prevăd o serie de încercări şi analize care, în mod direct sau indirect, sînt capabile să depisteze deficienţe sau cauze tehnologice care influenţează, în ultimă instanţă, calitatea pieselor executate şi, în mod deosebit, rezistenţa la oboseală.

Condiţiile tehnice înscrise în caietele de sarcini pentru oţelurile destinate autoturismelor au la bază o concepţie diferită faţă de STAS, referitoare la interpretarea noţiunii de calitate, concepţie bazată pe pronunţarea deciziei de acceptare după rezultatele de ansamblu, a tuturor caracteristicilor determinate (călibilitate, caracteristici mecanice etc.), fără a se impune ca fiecare caracteristică în parte să corespundă riguros, în toate cazurile, unor intervale de valori rigid fixate. Modul de apreciere a calităţii „în ansamblu" are avantajul unei dirijări a producţiei spre utilizarea cea mai raţională.

O altă trăsătură caracteristică condiţiilor tehnice impuse prin caietele de sarcini constă în gradarea importanţei elementelor de caracterizare, pe primul loc fiind călibilitatea, urmată de caracteristici mecanice, compoziţie chimică şi macrostructură. Această concepţie este absolut logică, avînd la bază însăşi raţiunea alierii oţelului şi a prescripţiilor de granulaţie austenitică care vizează, în etapa finală, obţinerea unei anumite capacităţi de călire, exprimată în laborator prin indicii probei de călibilitate frontală (Jominy).

În tabela 1 sînt prezentate, sub formă sintetică, prescripţiile pentru diferitele caracteristici după caietele de sarcini pentru autoturisme, comparativ cu STAS. Principalele diferenţieri dintre caietele de sarcini şi STAS pot fi rezumate prin următoarele:

Tabela 1

Caracteristica	Norma	Prescripţiile
Compoziţia chimică	STAS	absolut obligatorie
	C.S.	absolut obligatorie la unele mărci la elemente limitate
Curba de călibilitate	STAS	nu prescrie
	C.S.	obligatorie
Temperaturile de tratament termic	STAS	intervale
	C.S.	fixe
Puritatea	STAS	absolut obligatorie
	C.S.	obligatorie
Rezistenţa la tracţiune şi limita la curgere	STAS	absolut obligatorie
	C.S.	obligatorie sau absolut obligatorie la mărci limitate
Rezilienţa longitudinală	STAS	absolut obligatorie
	C.S.	obligatorie sau absolut obligatorie la mărci limitate
Rezilienţa transversală	STAS	nu se prescrie
	C.S.	obligatorie sau absolut obligatorie la mărcile din oţel neresulfurat
Intensitatea segregaţiei	STAS	nu se prescrie
	C.S.	absolut obligatorie

— Compoziţia chimică este limitată numai la unele elemente şi la anumite limite (inferioare sau superioare), care au fost determinate experimental, cu influenţă hotărîtoare asupra proprietăţilor metalurgice.

— În timp ce în STAS temperaturile pentru tratament termic sînt date sub formă de intervale, permiţînd o dispersie mare a valorii caracteristicilor mecanice, ca urmare a temperaturilor diferite de tratament termic, caietele de sarcini prescriu temperaturi fixe de tratament

termic, limitînd împrăştierea rezultatelor datorate variaţiei temperaturilor, dar evidenţiind în acest fel influenţa factorilor tehnologici de elaborare şi laminare asupra proprietăţilor de rezistenţă, plasticitate, tenacitate.

— Oţelul pentru îmbunătăţire se caracterizează pe epruvete cu rezistenţă ridicată, obţinută prin călire şi revenire joasă. Efectuarea încercărilor mecanice, a rezilienţei pe probe călite şi revenite la temperaturi scăzute (determinate) permite evidenţierea cu mai multă uşurinţă a influenţei factorilor metalurgici asupra tenacităţii, plasticităţii sau durităţii pieselor călite.

— Caietele de sarcini conţin suplimentar faţă de standardele în vigoare o serie de prescripţii ca : garantarea valorii minime pentru rezilienţa transversală, încadrarea în anumite grade de intensitate a segregaţiei etc.

Cele de mai sus duc la concluzia că problemele pe care le ridică asimilarea mărcilor necesare fabricaţiei curente sînt complexe şi au fost necesare cercetări cu domenii largi de investigare pentru rezolvarea încadrării în prescripţiile tehnice a grupului de caracteristici care formează ansamblul calităţii produselor.

În continuare se vor reda cîteva din problemele tehnologice a căror rezolvare a fost necesară în vederea asigurării calităţii oţelului la nivelul impus.

Compoziţia chimică

În afara prescripţiilor normale care prevăd încadrarea unei şarje în anumite limite ale compoziţiei chimice, oţelurilor pentru autoturisme li se impun două condiţii suplimentare :

— Conţinutul maxim de aluminiu total să fie de 0,050 %.

— Să nu fie dezoxidat cu titan.

Limitarea conţinutului maxim de aluminiu, paralel cu precizarea granulaţiei austenitice fine, a ridicat problema controlului gradului de asimilare a aluminiului care să garanteze încadrarea în limitele 0,025—0,050 %, limita superioară reprezentînd conţinutul minim la care se obţine granulaţia fină (punctaj 5—8).

Rezultatele cele mai bune, în sensul creşterii gradului de asimilare a aluminiului şi a reducerii dispersiei, s-au obţinut prin micşorarea greutăţii bucăţilor de dezoxidant. La dezoxidarea în oală cu bucăţi de 4—5 kg asimilarea aluminiului a fost de 40—55 %, iar la micşorarea greutăţii acestora la 0,9—1,1 kg gradul de asimilare a crescut la 50—70 %.

În problema adaosului de titan, care ar putea fi luat în considerare pentru legarea azotului liber în cazul mărcilor susceptibile la fragilitate, restricţia se explică prin scăderea rezistenţei la oboseală a oţelurilor ce conţin nitruri sau carbonitruri, ca urmare a efectului de pană datorită durităţii, formei şi coeficientului de dilatare termică a acestora.

În literatura de specialitate [1], [2] se consemnează următoarele valori ale durităţii şi temperaturii de topire pentru nitruri şi carbonitruri :

TiC — duritate 2 850 — 3 350 Hv ; 3 140°C temperatură de topire

TiN — duritate 3400 — 3500 Hv ; 3 000°C temperatură de topire

Ti(CN) duritate 2700—2900 Hv

În ceea ce priveşte influenţa formei nitrurilor, aceasta se poate explica prin relaţia Griffith [3], care a stabilit că pentru materialele cristaline efortul unitar necesar propagării fisurilor este :

$$\sigma = \sqrt{\frac{E \times P}{C}}$$

unde :

E este modulul de elasticitate ;

P — lucrul mecanic necesar deformării plastice la colţul fisurii ;

C — semiaxa mare a fisurii considerate ca elipsă.

Nitrurile şi carbonitrurile, care au durităţi şi temperaturi de topire ridicate, îşi păstrează, în timpul deformării la cald, forma iniţială de cristalizare cu muchii ascuţite care constituie concentratori de tensiune, ceea ce favorizează micşorarea lucrului mecanic necesar propagării fisurii.

Resulfurarea

O serie de lucrări de cercetare, publicate în ultimul deceniu, insistă tot mai mult asupra influenţei favorabile a incluziunilor sulfidice sau de oxizi cu un strat de sulfuri asupra rezistenţei la oboseală [4], [5].

Influenţa favorabilă este explicată în lucrările lui Broaskbank prin coeficientul de dilatare termică mai ridicat decît cel al oţelului, ceea ce permite ca la deformarea plastică să nu se producă goluri alungite în jurul incluziunilor care ar putea constitui surse de concentrare de tensiuni.

Studiind oţelul pentru rulmenţi, la care coeficientul de dilatare α este $12{,}5 \times 10^{-6} \cdot °C^{-1}$, incluziunile nemetalice au fost împărţite în două grupe şi anume :

— oxizi de fier, mangan, calciu, magneziu şi sulfuri care au coeficientul de dilatare liniară $\alpha > 12{,}5 \times 10^{-6} \cdot °C^{-1}$ şi care nu influenţează negativ rezistenţa la oboseală ;

— oxizi de aluminiu, spineli, aluminaţi de calciu, nitruri, silicaţi complecşi care au $\alpha < 12{,}5 \times 10^{-6} \cdot °C^{-1}$ şi care influenţează negativ rezistenţa la oboseală.

Oţelurile aliate pentru autoturisme în cea mai mare parte sînt resulfurate, cu grăunte fin, dar a căror elaborare este dificilă în cuptoa-

rele Martin din cauza restricţiilor la analiză ce se impun pentru încadrarea în caracteristicile mecanice, călibilitate şi tenacitate. Pe de altă parte resulfurarea oţelurilor la cuptoarele electrice ridică probleme tehnologice deosebite întrucît procesul are un caracter puternic dezoxidant şi desulfurant ca urmare a conţinutului scăzut de FeO şi ridicat de CaO. Raportul dintre sulful din zgură şi oţel:

$$\eta_S = \frac{(S)}{[S]} = K\frac{a_{(CaO)}}{a_{(FeO)}} \quad [6]$$

este direct proporţional cu activitatea oxidului de calciu $a_{(CaO)}$ şi invers proporţional cu activitatea oxidului feros $a_{(FeO)}$.

În timpul evacuării, la cuptoarele electrice, datorită capacităţii pronunţate de absorbţie a sulfului de către zgura bazică (~3,5% CaS) [7] şi a creşterii suprafeţei de contact zgură bazică-metal, raportul η_S creşte.

Primele încercări de resulfurare în oală au fost efectuate cu sulf tehnic, cu rezultate negative, gradul de asimilare variind în limitele 2—58%. La experimentările ulterioare resulfurarea s-a efectuat cu pirită sub formă de bulgări; asimilarea sulfului a fost mai ridicată însă, din cauza dispersiei mari a valorilor, ca urmare a prezenţei calcarului în bulgării de pirită, o serie de şarje nu s-au încadrat în limitele prescrise.

Rezultate mai bune au fost obţinute prin resulfurarea în oala de turnare cu ferosulf fabricat după o tehnologie stabilită la C. S. Hunedoara.

Gradul de asimilare a sulfului în oţel este în cazul utilizării ferosulfului în medie de 55%, cu variaţii care permit încadrarea în limitele stabilite.

Se menţionează că microalierea cu sulf se face nu numai pentru obţinerea unor rezistenţe la oboseală ridicate, ci şi în scopul reducerii energiei necesare pentru aşchiere.

Vitezele de aşchiere la prelucrarea pe maşini-unelte a oţelurilor resulfurate pot fi mărite, piesele prelucrate prezentînd totuşi suprafaţă netedă şi curată.

De remarcat că resulfurarea nu influenţează negativ călibilitatea, caracteristicile mecanice de tracţiune şi rezilienţă longitudinală.

Intensitatea segregaţiei macroscopice

Problema intensităţii segregaţiei macroscopice, pe probe atacate la cald cu acid clorhidric, s-a pus pentru prima dată la noi la fabricarea oţelului pentru autoturisme.

Această prescriere are la bază necesitatea obţinerii unui laminat cu cît mai puţine tensiuni datorate dislocaţiilor, impurităţilor, diferenţelor de volum în timpul transformării.

Prin faptul că oţelul de îmbunătăţire şi cementare se utilizează în stare călită cu un număr mare de dislocaţii (10^9—10^{11} cm^{-1}) faţă de oţelul îmbunătăţit cu revenire înaltă (10^6—10^7 cm^{-1}) introducerea unor tensiuni de ordinul II, printr-o neomogenitate chimică sau structurală, duce la scăderea rezistenţei la oboseală.

Considerînd relaţia care dă variaţia volumului la transformarea martensitică [8]:

$$\Delta V = 0{,}00426 + 0{,}64 \times 10^{-3}(\%C) - 4{,}11 \times 10^{-6}\,\Delta t,\ cm^3 \cdot g^{-1}$$

unde:

%C este procentul de carbon al oţelului;

Δt — variaţia temperaturii,

este evident că prezenţa zonelor cu conţinuturi diferite de carbon sau elemente de aliere duc, în timpul tratamentului termic, la tensionarea pieselor.

Caietele de sarcini pentru noile mărci de oţeluri, care sînt în curs de asimilare în fabricaţia curentă, prezintă unele particularităţi privind modul de a judeca nivelul calităţii intrinseci a oţelului.

Realizarea acestor mărci de oţeluri a impus rezolvarea în termen scurt a unor probleme tehnologice de mare fineţe metalografică, care să asigure încadrarea în benzi de călibilitate cu domenii restrînse faţă de standardele de circulaţie mondială, granulaţie fină cu limitarea conţinutului maxim de aluminiu, valori minime ale rezilienţei transversale pe epruvete cu rezistenţe mari la tracţiune, o segregaţie macroscopică normală pentru oţeluri resulfurate.

Una din cele mai importante realizări la Combinatul siderurgic—Hunedoara în domeniul oţelurilor pentru autoturisme o constituie resulfurarea oţelurilor electrice practicate după o metodă proprie cu rezultate satisfăcătoare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Litvinova T.I., Pirojkova V.P. şi Petrov A.L. *Petrografia nemetalliceschih vcluceníi.* Moscova, Ed. Metallurghiia, 1972.

[2] Goldstein Ia.E. *Nizkoleghirovnnie stali v maşinostroenie.* Moscova, Maşghin, 1963.

[3] Rusu Ol. şi Gall Tr. *Probleme moderne ale rezistenţei materialelor.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1970.

[4] Rău Al. *Incluziuni nemetalice în oţeluri.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1973.

[5] Brooksbank D. şi Andrews K.W. *Strees fields araund incluzions and their relation to mechanical properties.* Journal of The Iron and Steel Institut,aprilie, 1972, p. 246—253.

[6] Bonartki I.I. *Desulfurarea fontelor şi oţelurilor.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1972.

[7] Rău Al. şi Tripşa I. *Metalurgia oţelului.* Bucureşti, E.D.P., 1973.

[8] Smîkov I. *Îndrumător pentru tratamente termice.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1952.

Ing. N. Găvănescu şi ing. O. Lung
Combinatul siderurgic — Hunedoara

Aspecte privind tehnologia de fabricaţie a oţelului pentru automate

CZ 669.14.018.252.3

Oţelul AUT12 face parte din grupa oţelurilor pentru automate şi se caracterizează printr-o prelucrabilitate ridicată. Această proprietate tehnologică foarte importantă în construcţia de maşini este caracterizată prin durabilitatea sculelor de aşchiere, energia necesară la prelucrare, forma şi uşurinţa de degajare a şpanului şi calitatea suprafeţei piesei prelucrate.

Prelucrabilitatea oţelului prin aşchiere este în mare măsură determinată de structura acestuia. Elementele chimice cele mai importante care asigură o prelucrabilitate ridicată sînt sulful, plumbul, fosforul.

Oţelul AUT12 conform STAS 1350—67 are următoarea compoziţie chimică prescrisă :

C	Mn	Si
0,08—0,15	0,6—0,9	0,15—0,35

S	P
0,08—0,20	0,08—0,15

Datorită prezenţei sulfului şi fosforului în oţel, tehnologia de elaborare şi laminare în ţagle prezintă unele particularităţi.

Din punct de vedere al deformării la cald, sulful este un element nedorit în oţel, deoarece efectul acestui element este legat de existenţa a două domenii de fragilitate pronunţată şi anume : fragilitatea la roşu la temperaturi între 800 şi 1 000°C şi fragilitatea la cald peste 1 200°C.

La conţinuturi mărite de sulf, sulfura feroasă formează o reţea în jurul grăunţilor primari astfel încît acestea prezintă o legătură foarte slabă în timpul deformării la cald.

Sulfura feroasă are punctul de topire de 1 190°C, iar împreună cu fierul formează un eutectic cu temperatura de topire la 988°C, care în prezenţa oxidului de fier este deplasat la temperaturi şi mai scăzute [1].

Adaosurile de aliere influenţează puternic compoziţia sulfurilor, respectiv temperatura de topire, forma şi repartiţia lor în oţel şi, deci, fragilitatea. Sulful avînd o afinitate mai mare faţă de mangan decît faţă de fier va forma de preferinţă SMn cu punct de topire ridicat (1 620°C). De asemenea FeMn formează împreună cu FeS un eutectic la 1 188°C. În această situaţie sulfurile sînt repartizate punctiform în oţel.

Un efect asemănător cu manganul îl prezintă cromul, titanul, zirconiul, în timp ce nichelul, cobaltul şi molibdenul formează sulfuri cu punct de topire scăzut şi cu o repartizare sub formă de reţea în oţel, care favorizează apariţia fragilităţii. Deci manganului, cromului, titanului şi zirconiului le revine un rol important la înlăturarea fragilităţii oţelului.

Influenţa manganului, sulfului şi a oxigenului asupra deformabilităţii în timpul laminării este caracterizată prin relaţia [2] :

$$\frac{\%\ \mathrm{Mn} + 0{,}048}{\%\ \mathrm{S} + 0{,}13\ (\%\ \mathrm{O_2})} > 3{,}3$$

în care la valori sub 3,3 apare fragilitatea la roşu, iar la valori peste 6,6 aceasta nu mai apare.

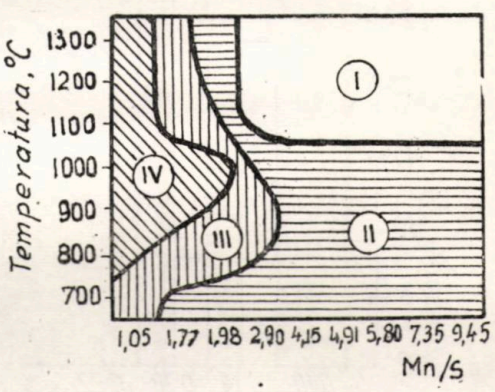


Fig. 1. Domeniul de prelucrabilitate prin deformaţie plastică a oţelurilor pentru automate :
I — prelucrabilitate bună ; *II* — prelucrabilitate relativ scăzută ; *III* — prelucrabilitate medie ; *IV* — prelucrabilitate necorespunzătoare.

Realizînd raportul Mn/S >3 deformabilitatea oţelului este corespunzătoare [3] (fig. 1) şi asigură realizarea de laminate bune.

Totuşi, din cauza deformabilităţii reduse lingourile trebuie bine încălzite şi laminate cu reduceri mici la temperaturi situate între domeniile de fragilitate. Greutatea lingourilor nu ar trebui să depăşească 2,5 t. Liniile de laminare continuă a semifabricatelor nu se pretează pentru laminarea oţelului pentru automate [4]. Comportarea oţelului pentru automate este de asemenea influenţată de forma şi repartiţia incluziunilor şi compoziţia acestora deci şi de gradul de calmare.

Bazat pe aceste considerente și ținînd seamă de condițiile existente, s-a stabilit tehnologia de fabricație a țaglelor pe fluxul oțelăriei Martin nr. 1 și laminorului 800 mm.

Elaborarea oțelului AUT12 se face în cuptoare Martin de 100 t capacitate, care lucrează cu circa 50% fontă lichidă.

Față de tehnologia curentă dezoxidarea și alierea prezintă următoarele particularități: în cuptor se face o predezoxidare cu 6—7 kg/t silicomangan; în oala de turnare se introduce ferosiliciul și 50% din ferofosforul necesar; în timpul evacuării șarjei se dă în jetul de oțel sulful și feromanganul apoi restul de ferofosfor, 1 kg/t aluminiu, 0,5 kg/t silicocalciu și 1 kg/t ferotitan.

Temperatura oțelului înaintea evacuării este de 1 600—1 620°C. Oțelul se toarnă în lingouri invers conice de 3,6 t greutate, iar dezbaterea lingourilor începe după 2 h 30′ de la terminarea turnării. Lingourile se predau laminorului în stare caldă la minimum 800°C. Laminarea se face între 1 180 și 950°C, cu reduceri mici la primele treceri.

Rezultatele obținute pe șarjele elaborate în 1973

Dezoxidarea și alierea. Pentru alierea cu sulf se folosește la C.S.H. sulf de cocserie cu minimum 99,2% S, care se adaugă în jetul de oțel împreună cu feromanganul, pentru a favoriza formarea sulfurilor globulare cu punct de topire ridicat. Urmare faptului că sulful de cocserie este ușor și sfărîmicios, randamentul de aliere a sulfului, cît și conținutul de sulf în probă finală variază foarte mult (fig. 2, 3).

Amprentele Baumann din figura 4 arată că sulful prezintă concentrații în centrul și la capul lingoului, în timp ce la piciorul lingoului repartiția sulfului este uniformă.

La alierea cu fosfor s-a practicat inițial alierea în cuptor și oală, dar pentru îmbunătățirea randamentului de aliere s-a trecut la aliere numai în oală. Randamentele de aliere și conținutul de fosfor sînt redate în figurile 5 și 6. Fosforul prezintă o segregație mai puțin pronunțată ca sulful.

Conținutul de mangan în proba finală se situează la circa 67% din șarje către limita

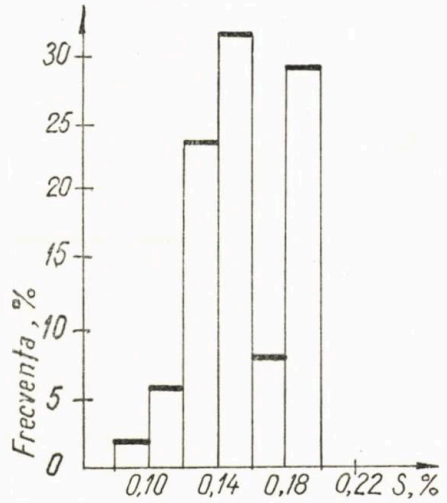


Fig. 2. Frecvența conținutului de sulf.

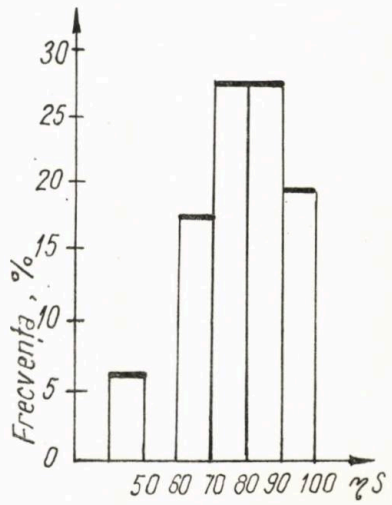


Fig. 3. Frecvența randamentului de aliere a sulfului.

Fig. 4. Amprente Baumann:
a – țaglă din capul lingoului; *b* – țaglă din mijlocul lingoului; *c* – țaglă din piciorul lingoului.

superioară prescrisă, iar raportul Mn/Si în toate cazurile a fost mai mare de 3,5. Prelucrările statistice au arătat că creşterea raportu-

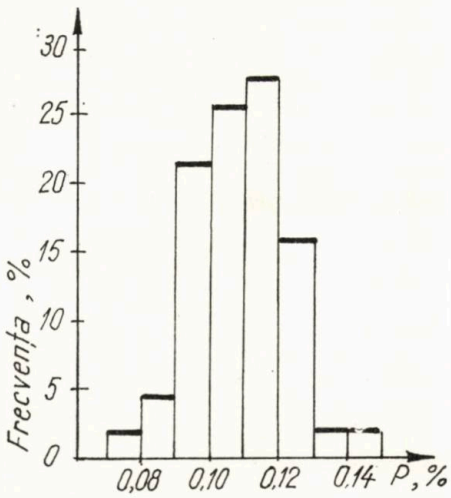


Fig. 5. Frecvenţa conţinutului de fosfor.

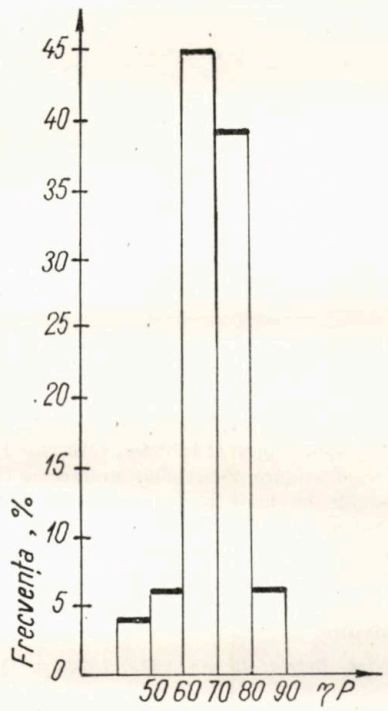


Fig. 6. Frecvenţa randamentului de aliere a fosforului.

lui Mn/S (fig. 7) şi, respectiv, a conţinutului de mangan (fig. 8) influenţează pozitiv scoaterea de ţagle bune dar influenţa conţinutului de mangan este mai puternică decît a raportului Mn/S. La un conţinut de peste 0,7 % Mn scoaterea de ţagle bune se situează la circa 80 %.

Calitatea lingourilor. Urmăririle efectuate în perioada de asimilare au arătat că scoaterea de ţagle bune din lingourile predate reci la laminor este cu circa 14 % mai mică decît în cazul ţaglelor provenite din lingouri predate calde. Scoaterea mai mică a fost determinată de rebutul de la laminor din cauza despicării capetelor barelor la ieşirea din caja pregătitoare,

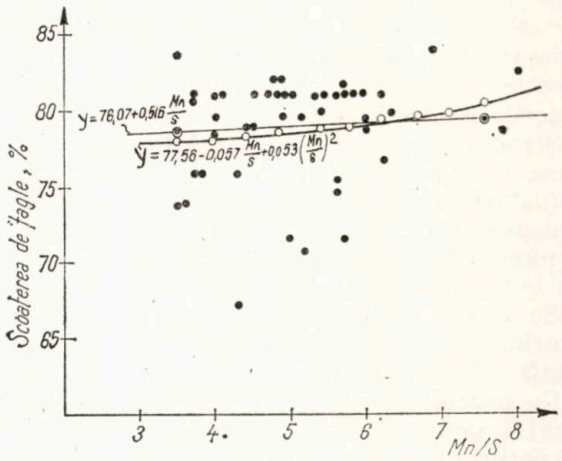


Fig. 7. Variaţia scoaterii de ţagle bune în funcţie de raportul Mn/S.

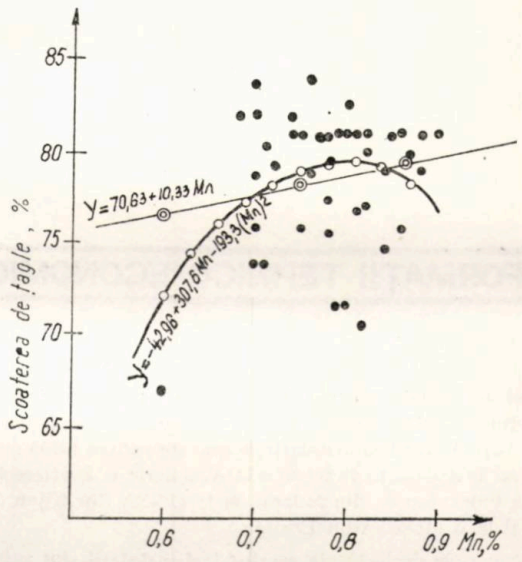


Fig. 8. Variaţia scoaterii de ţagle bune în funcţie de % Mn.

care au dus la întreruperea laminării şi răcirea barelor şi crăpăturilor depistate la recepţia ţaglelor.

Pe de altă parte s-a constatat că la lingourile turnate necorespunzător (viteza prea mare, temperatura prea joasă) defectele se transmit pe laminate putînd să apară deja în timpul laminării, la primele treceri.

Încălzirea şi laminarea. Experienţa laminării şarjelor din oţel AUT12 a arătat că temperatura de început de laminare trebuie să fie între 1 130 şi 1 180°C, iar ritmul de laminare trebuie să asigure temperatura de sfîrşit de laminare de minimum 950°C.

În cursul asimilării fabricaţiei au fost cazuri cînd barele s-au despicat la capăt şi s-au înfăşurat pe cilindru. Tendinţa de despicare a fost determinată de deformabilitatea redusă a părţii mai puţin compacte şi a mijlocului lingoului în care sînt acumulate segregaţiile de sulf.

Calitatea ţaglelor. Verificările efectuate în laborator au arătat că compoziţia chimică şi caracteristicile mecanice se încadrează în prevederile STAS 1350—67.

Structura oţelului este ferito-perlitică cu circa 35 % perlită lamelară orientată în şiruri.

Incluziunile nemetalice interpretate conform etaloanelor Diergarten se încadrează în general în punctajul *2* pentru incluziunile fragile, respectiv în punctajul *5* pentru incluziunile plastice.

Scoaterea de oţel, respectiv de ţagle bune, este cuprinsă în general între 78 şi 82 %, deci apropiată de oţelul calmat obişnuit.

Cu ocazia recepţiei s-a constatat că rebutul total la şarjele din 1973 este de 2,40 %, din care crăpăturile au avut ponderea cea mai mare.

Rezultatele obţinute în perioada de asimilare şi fabricaţie curentă a oţelului AUT12 confirmă că sulful de cocserie corespunde pentru alierea cu sulf a oţelului.

Asigurarea conţinutului de mangan peste 0,70 % în oţel, precum şi adaosul de titan contribuie la înlăturarea fragilităţii oţelului şi îmbunătăţirea scoaterii de ţagle bune.

Tehnologia aplicată corespunde şi asigură realizarea de semifabricate de calitate corespunzătoare pentru prelucrările ulterioare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Houdremont. Handbuch der Sonderstahlkunde.

[2] Müller. *Die Zerspanbarkeit von Automatenstahl.* Stahl und Eisen, nr. 18, 1955.

[3] Endrle. *Prelucrabilitatea prin deformare plastică a oţelurilor pentru automate cu conţinut mărit de sulf.* Hutnicke Listy, nr. 1, 1967.

[4] Cerveny. *Laminarea oţelurilor pentru automate cu conţinut de sulf.* Hutnik, nr. 1, 1967.

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

Trei noi instalaţii complete de finisare pentru tablă groasă. Societatea Schloemann Aktiengesellschaft die Düsseldorf (R.F.G.) a livrat trei instalaţii de finisare pentru tablă groasă, care au fost date în funcţiune la Acciaierie e Ferriere Lombarde Falek S.p.A. din Milano, la UNINSA din Gijon (Spania) şi la o oţelărie din Europa.

Elementele de bază ale acestor trei instalaţii sînt utilajele de răcire cu grătare mobile şi foarfecele de bordurare duble cu lame plate, echipamente puse la punct de Schloemann în vederea satisfacerii exigenţelor calitative mereu crescînde impuse de industria prelucrătoare. Aceste instalaţii de răcire permit un transport sigur al tablelor, fără riscul deteriorării suprafeţei lor, şi asigură răcirea lor uniformă, fără curburi. Foarfecele duble cu lame plate bordurează tablele groase pînă la o grosime de 40 mm. Ele garantează obţinerea de table practic lipsite de curburi, striuri etc. Instalaţiile livrate mai cuprind suprafeţe de control, maşini de îndreptat, foarfece de tăiere, o maşină pentru prelucrarea deşeurilor şi dispozitive de stivuire.

(*L'Usine Belge, Belgia, 49, nr. 2338, 1973, p. 8*)

Ing. I. Marinescu, ing. N. Ştefan şi ing. Livia Puşcău
Combinatul siderurgic — Hunedoara

Cercetări privind creşterea gradului de puritate a oţelului de rulmenţi elaborat la C.S. Hunedoara

CZ 669.14.298

Combinatul siderurgic—Hunedoara, producător de bază de oţeluri aliate pentru rulmenţi, a inclus în preocupările sale permanente şi îmbunătăţirea calităţii acestor oţeluri în sensul creşterii purităţii microscopice.

În prima etapă au fost luate măsuri tehnico-organizatorice pentru îmbunătăţirea procesului de elaborare şi turnare. În acest scop a fost îmbunătăţită tehnologia existentă, pe tot fluxul de fabricaţie, începînd cu pregătirea încărcăturii cuptorului pînă la recepţia finală a semifabricatelor.

Etapa următoare a reprezentat modificarea tehnologiei utilizîndu-se dezoxidanţi complecşi de tipul A.M.S., AlCaSi sau SiCa, asigurîndu-se un oţel cu conţinut mai scăzut de incluziuni nemetalice cu caracter endogen.

Începînd din anul 1967 tehnologia de dezoxidare utilizată curent la elaborarea oţelurilor pentru rulmenţi a fost următoarea:

— predezoxidare cu SiMn în cuptor înainte de evacuarea zgurei oxidante;

— dezoxidare sub zgură slab carbidică cu trecerea în zgură albă;

— completarea dezoxidării în oala de turnare cu AlCaSi sau SiCa şi aluminiu.

Dată fiind situaţia nesatisfăcătoare a purităţii microscopice la nivelul cerinţelor anilor '70, s-au efectuat cercetări sistematice de verificare şi stabilizare a tehnologiei de elaborare. Completările aduse, faţă de vechiul proces tehnologic, în această etapă au constat în următoarele:

— fixarea cantităţilor de var şi fluorină necesare formării zgurei dezoxidante;

fixarea cantităţilor de cocs şi ferosiliciu praf care se adaugă în timpul dezoxidării;

— stabilirea operaţiilor în timp.

Rezultatele acestor măsuri de stabilizare a tehnologiei s-au resimţit în obţinerea unei structuri mai omogene şi în micşorarea punctajului mediu de incluziuni nemetalice globulare.

Tot în această perioadă s-a stabilit că factorii tehnologici de elaborare din perioadele premergătoare dezoxidării nu au influenţă semnificativă asupra cantităţii de incluziuni nemetalice. Şarjele care au avut deficienţe la dezoxidare ca neetanşarea bolţii şi uşii, prelungiri ale dezoxidării etc., au prezentat o uşoară creştere a punctajului de incluziuni nemetalice de formă globulară.

Pornind de la concluziile enunţate anterior, de la necesitatea accelerării dezoxidării paralel cu scăderea conţinutului de incluziuni nemetalice, în anul 1973 s-au efectuat cercetări de dezoxidare prin precipitare cu aluminiu în cuptor, ţinîndu-se cont şi de indicaţiile literaturii de specialitate [1], [2], [3], [4].

Cercetările menţionate arată că, la dezoxidarea avansată cu aluminiu, produşii de dezoxidare, deşi de dimensiuni mai mici, se ridică mai repede la suprafaţa de separare zgură-oţel în comparaţie cu produşii de dezoxidare rezultaţi la utilizarea SiMn, SiCa, AlCaSi etc.

Mecanismul înlăturării incluziunilor nemetalice formate la dezoxidare poate fi ilustrat mai complet numai dacă se ia în considerare, pe lîngă factorul dimensiune şi greutate specifică, şi tensiunea interfazică incluziune-oţel.

Expresia vitezei de decantare, care ţine seamă de tensiunea interfazică şi capacitatea de umectare [5], este dată de relaţia:

$$V = \frac{1}{6\eta}\left[\frac{4}{3}R^2 \times g\,(\gamma_0 - \gamma_{ox}) + \delta_2\,(1 - \cos\theta)\right]$$

unde:

η reprezintă viscozitatea oţelului;
R — raza incluziunii;
γ_0 — densitatea oţelului;
γ_{ox} — densitatea incluziunii;
δ_2 — tensiunea superficială a fazei metalice;
θ — unghiul de umectare.

Din această formulă rezultă că incluziunile de Al_2O_3, care au o tensiune mare, se îndepărtează mai uşor decît silicaţii lichizi sau alţi compuşi complecşi cu tensiune superficială mai scăzută. Relaţia este totuşi departe de forma ei completă deoarece nu cuprinde factorii cu influenţă ca:

— zgura folosită la elaborarea oţelului;

— faza gazoasă de deasupra oţelului sau în acesta;

— agitaţia oţelului lichid.

Cercetările pentru stabilirea, în condiţiile specifice de la C.S.H., a tehnologiei de dezoxidare cu aluminiu prin precipitare, la oţelul de rulmenţi, s-au desfăşurat în două variante.

Varianta I de dezoxidare a constat în următoarele:

— predezoxidare avansată cu aluminiu (0,8—1,0 kg/t) introdus în cuptor prin imersare după evacuarea zgurei oxidante şi fără a se mai adăuga silicomangan;

— dezoxidare finală în oala cu aluminiu şi AlCaSi.

În varianta a II-a s-a mers pe o dezoxidare avansată cu aluminiu, ca în cazul variantei I, şi o dezoxidare în oală numai cu aluminiu.

În ambele variante s-a făcut o dezoxidare prin difuzie cu cocs şi ferosiliciu praf în trei porţii, iar durata dezoxidării s-a redus cu 10—15 minute faţă de tehnologia curentă.

Regimurile de temperatură şi zgură în perioada dezoxidării au fost reglate conform programului de cercetare astfel:

— temperatura băii după formarea zgurei albe în intervalul 1 570—1 590°C, înaintea evacuării şarjei 1 560—1 570°C şi în oală 1 540—1 550°C;

— adaosuri de var, fluorură de calciu şi cocs pentru menţinerea unei zgure dezoxidante.

În timpul dezoxidării s-au luat probe de oţel prin imersie pentru determinarea variaţiei conţinutului de incluziuni şi de aluminiu, şi probe de zgură pentru cunoaşterea compoziţiei chimice. Probele de oţel şi zgură s-au luat după dizolvarea adaosurilor de dezoxidare prin difuzie şi înainte de evacuare.

Conţinutul de aluminiu din probe a fost determinat spectral, iar conţinutul de incluziuni nemetalice s-a determinat microscopic prin metoda prescrisă de STAS 5949—65.

Şarjele elaborate s-au caracterizat prin datele redate în tabela 1.

Tabela 1

Caracteristica	Tehnologia curentă	Varianta I	Varianta a II-a
Numărul de şarje	118	16	15
Cantitatea medie de carbon arsă în timpul decarburării	0,63	0,68	0,67
Viteza medie de decarburare, % C/h	0,49	0,56	0,50
Carbonul la sfîrşitul oxidării, %	0,91	0,89	0,92
Durata medie a dezoxidării realizate, min	62	53	50

În timpul dezoxidării variaţia compoziţiei chimice a zgurei a fost neesenţială de la o şarjă la alta, micile abateri explicîndu-se prin corodarea, mai mult sau mai puţin accentuată, a zidăriei la planul zgurei sau prin diferenţe de timp obţinute la dezoxidare.

Referitor la conţinutul de FeO se remarcă o scădere continuă a acestuia ca urmare a acţiunii de dezoxidare a zgurei atît prin CaC_2, formată în urma adaosului cocs-var, cît şi prin adaosurile de ferosiliciu praf.

Concentraţia MgO creşte în toate cazurile de la 4—6% la 10—12% datorită degradării căptuşelii refractare bazice, iar conţinutul de SiO_2 creşte de asemenea de la 7—8% la 18—20% ca urmare a adaosului de ferosiliciu.

Conţinutul de CaO se micşorează de la 60—62% la 50—52% ca urmare a creşterii cantităţii de zgură şi a diluării acesteia.

Conţinutul de Al_2O_3, în cele două variante, a crescut de la 3—4% la începutul dezoxidării la 7—8% înaintea evacuării, prin decantarea incluziunilor nemetalice de alumină prin imersarea aluminiului metalic.

Adăugarea ferosiliciului praf pe zgură a permis să se obţină la sfîrşitul evacuării şarjei o zgură albă bine dezoxidată. Concentraţia carburii de calciu începe să scadă după 15—20 minute de la începutul dezoxidării ca urmare a oxidării zgurei cu oxigenul din atmosfera cuptorului. La sfîrşitul dezoxidării carbura de calciu nu depăşeşte 0,30%.

Referitor la temperatura şi la conţinutul de siliciu din baie (fig. 1), care reprezintă variaţia

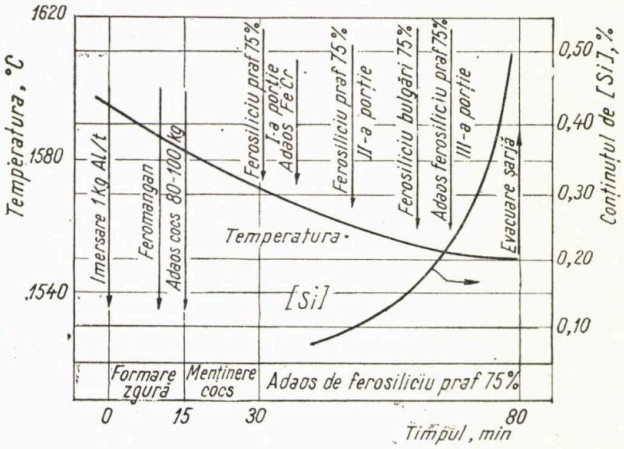


Fig. 1. Variaţia caracteristică a temperaturii şi conţinutului de [Si] în perioada dezoxidării la elaborarea oţelului Rul 2.

acestor valori medii în timpul dezoxidării, se vede că la sfîrşitul dezoxidării sînt create condiţiile unei dezoxidări avansate a băii prin creşterea conţinutului de siliciu paralel cu scăderea temperaturii.

Variaţia conţinutului de aluminiu total din baie în timpul dezoxidării este redată în figura 2.

Din figura 2 se remarcă scăderea bruscă a conţinutului de aluminiu în primele 10—12 minute după imersare, perioadă în care are loc îndepărtarea accentuată a Al_2O_3 rezultat în

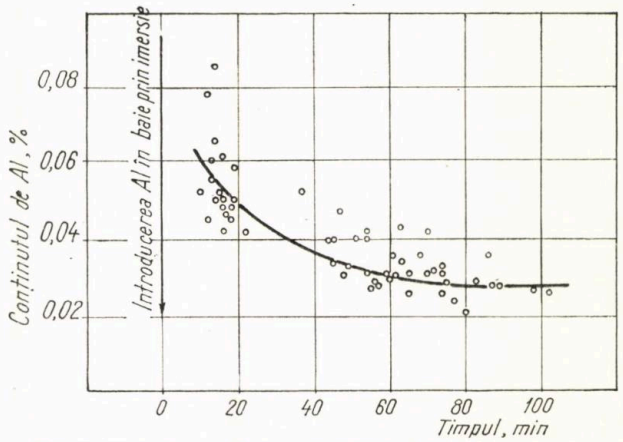


Fig. 2. Variaţia în timp a conţinutului de [Al] în timpul dezoxidării.

urma dezoxidării prin precipitare, forma curbei aluminiu-timp tinzînd apoi către o valoare constantă.

Evoluţia cantităţii şi mărimii incluziunilor în timpul dezoxidării a fost urmărită la un număr de patru şarje pe probe luate, prin imersie, cu cochila de tip bombă.

Din cercetările microscopice se constată că, după adăugarea aluminiului, produşii de reacţie sînt de dimensiuni mici (30—35 μm) şi repartizaţi uniform în întreaga masă. Pe măsura avansării dezoxidării, după începerea adaosului de ferosiliciu praf, numărul de incluziuni scade dar cresc dimensiunile atingînd 70—90 μm. La sfîrşitul perioadei de dezoxidare incluziunile nemetalice sînt reduse ca număr şi au dimensiunile cele mai scăzute (20—27 μm).

Se observă deci o scădere treptată a densităţii şi mărimii incluziunilor nemetalice microscopice astfel încît proba luată înainte de evacuarea oţelului este cea mai pură.

În afara cercetării evoluţiei incluziunilor nemetalice în timpul elaborării s-au analizat probele provenite din laminate determinîndu-se punctajele incluziunilor nemetalice pe diferite tipuri de incluziuni în diferite variante de elaborare.

Valorile medii privind puritatea microscopică a oţelului pentru rulmenţi (Rul 2) atît în perioada de referinţă (tehnologie curentă) cît şi în perioadele de experimentare pentru valorile medii pe şarjă sînt redate în figura 3.

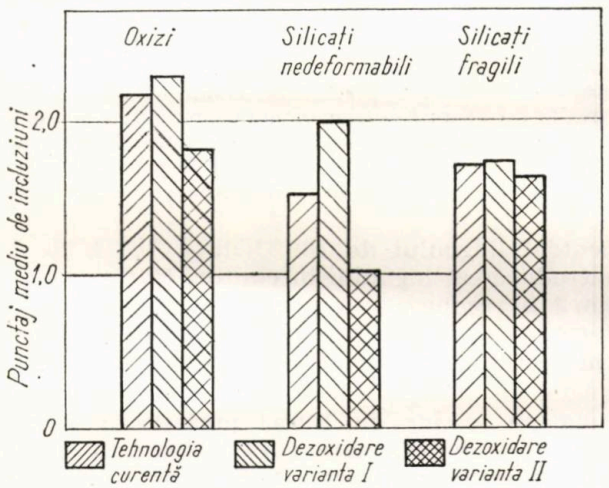


Fig. 3. Valorile medii ale punctajelor de incluziuni pe şarjă.

Din aceste date rezultă diferenţe evidente a valorilor medii la punctajele de incluziuni nemetalice microscopice oxidice şi de tip globular (silicaţi nedeformabili).

Incluziunile de silicaţi fragili nu prezintă diferenţieri importante la şarjele elaborate după tehnologia din varianta a II-a faţă de tehnologia curentă.

Procentual, creşterea purităţii microscopice în cazul tehnologiei de elaborare după varianta a II-a faţă de tehnologia curentă se prezintă astfel: de 14 % pentru oxizi şi de 15 % pentru silicaţi nedeformabili.

Cele afirmate mai sus rezultă şi din analiza valorilor medii (tabela 2) a punctajelor incluziunilor nemetalice la şarjele elaborate după tehnologia de dezoxidare în varianta a II-a şi din şarjele din perioada de referinţă (tehnologia curentă).

Tabela 2

Varianta tehnologică	Nr. şarjă	Punctajul mediu		
		O	SN	SF
Tehnologie curentă (referinţă)				
— Rul 1	66	1,95	1,88	1,41
— Rul 2	118	2,17	1,55	1,73
Tehnologie — varianta II la mers industrial:				
— Rul 1	19	1,51	1,62	1,36
— Rul 2	26	1,64	1,32	1,76

Avîndu-se în vedere faptul că incluziunile nemetalice de tip globular (silicaţi nedeformabili) prezintă cel mai mare grad de periculozitate asupra rezistenţei la oboseală [6], scăderea pronunţată a acestora justifică aplicarea noii tehnologii de dezoxidare a oţelului pentru rulmenţi.

În concluzie se precizează că, la C.S.H. elaborarea oţelului de rulmenţi utilizînd dezoxidarea prin precipitare, realizată cu ajutorul aluminiului imersat, reprezintă tehnologia curentă de lucru.

Eliminarea silicomanganului ca material de predezoxidare nu a dus la scăderea purităţii microscopice a oţelului.

Utilizarea aluminiului imersat în baia metalică, în cantitate de 0,8—1,0 kg/t, ca element de predezoxidare după evacuarea zgurei de oxidare, a dus la creşterea purităţii microscopice cu circa 20 % prin scăderea impurificării cu oxizi şi silicaţi nedeformabili numai în condiţiile eliminării dezoxidanţilor complecşi de tip AlCaSi l sau silicocalciu.

BIBLIOGRAFIE

[1] Plöckinger E. şi Wohlster M. *Studiul asupra formării şi îndepărtării produselor de dezoxidare.* Bucureşti, CIT, nr. 7—8, 1960.

[2] Arnoult J. ş.a. *Studiul incluziunilor aluminoase în oţelurile electrice.* Revue de Métallurgie, nr. 10, 1971.

[3] Plöckinger E. *Influenţa metodei de dezoxidare asupra proprietăţilor oţelurilor.* Bucureşti, CIT, nr. 10, 1963.

[4] Waudeby P.E. şi Salter W.I.M. *Studiul dezoxidării cu aluminiu a fierului topit.* Journal of The Iron and Steel Institute, nr. 7, 1971.

[5] Rău A. *Incluziuni nemetalice în oţeluri.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1973.

[6] Kusleţkii A.B. şi Babei I.I. *Influenţa incluziunilor nemetalice şi a densităţii metalului asupra rezistenţei la oboseală a oţelului SH 15 elaborat prin retopire electrică sub zgură şi în vid.* Oţelul, nr. 5, 1965, p. 303—305.

Determinarea gradientului și a tensiunilor termice în perioada de preîncălzire la oțelurile aliate

Conf. dr. ing. I. Ilca
Institutul de subingineri — Hunedoara

CZ 669.15–194 : 621.785.1

Fisurarea lingourilor din oțel aliat în timpul încălzirii este provocată de tensiunile termice a căror valoare ajunge comparabilă cu limita de rezistență înainte ca temperatura în centrul lor să depășească limita de elasticitate (500—550°C).

Dacă experimental variația temperaturii în masa lingoului poate fi determinată, tensiunile termice în schimb nu pot fi apreciate decît pe cale analitică.

În scopul măsurării temperaturii într-un lingou din oțel inoxidabil austenitic s-au executat pînă la axa mediană trei orificii pentru termocuple din Rh-Rh.Pt., dispuse în aceeași secțiune transversală (fig. 1).

Pentru a avea un criteriu de comparație asupra modului cum viteza de încălzire influențează valoarea gradientului termic s-a experimentat în condiții industriale reproducerea diagramei înregistrate anterior la încălzirea unei

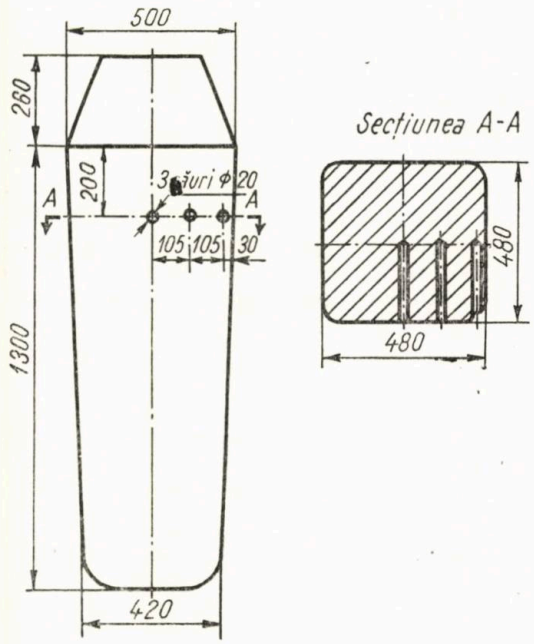


Fig. 1. Amplasarea termocuplelor pentru măsurarea temperaturii în lingoul experimentat.

șarje din oțel inoxidabil austenitic după tehnologia existentă, care prevede ca temperatura cuptorului la introducerea lingourilor în stare rece să nu depășească 600°C, recomandîndu-se la această valoare o menținere de 2 h.

După cum se observă din figura 2, cu excepția primei perioade de 0,5 h, temperatura cuptorului a urmărit procesul descris (cu excepția perioadei de egalizare), rezultînd o diferență maximă de temperatură între suprafața și

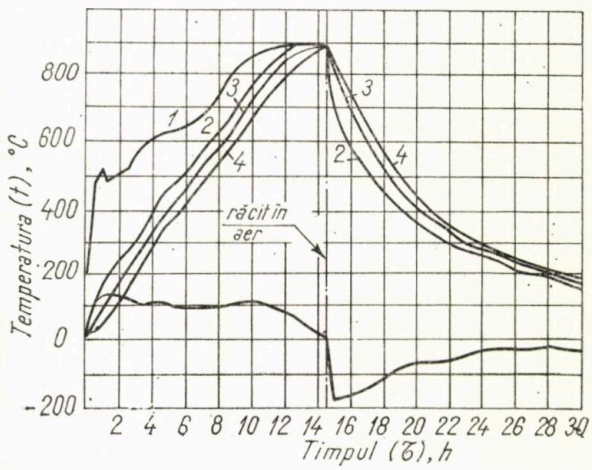


Fig. 2. Încălzirea lingoului din oțel inoxidabil austenitic pînă la temperatura de omogenizare, prin reproducerea diagramei de încălzire practică în condiții industriale și răcirea în aer liber: *1* — temperatura cuptorului; *2* — temperatura la suprafața lingoului; *3* — temperatura în secțiunea mediană; *4* — temperatura în centrul lingoului; *5* — gradientul de temperatură.

centrul lingoului de 130°C după 1,5 h de la introducerea lingoului în cuptor, cînd perioada de 2 h recomandată pentru menținere nu se terminase. În continuare, cu toate că temperatura cuptorului începe să crească cu o viteză medie de 46°C/h, diferența de temperatură se menține în jur de 100°C pînă la începerea perioadei de egalizare care durează 3 h. Pe același grafic este reprodusă variația în timp a temperaturii lingoului la răcirea în aer liber, după terminarea perioadei de omogenizare la 900°C.

Valoarea gradientului, obținută prin răcirea de la această temperatură, este oarecum diminuată de influența vetrei cuptorului care fiind fierbinte a constituit o sursă de căldură al cărei efect nu poate fi neglijat.

Cu toate acestea, diferența maximă de temperatură de 170°C se obține după circa 0,5 h, care trebuie considerată mai mică decît în cazul răcirii de la temperatura recomandată pentru laminarea acestui oțel.

Rezultă că gradientul poate atinge valori care să provoace apariţia crăpăturilor nu numai în perioada de preîncălzire, dar mai ales după evacuarea din cuptor şi laminarea între cilindrii răciţi, cînd pierderea intensă de temperatură dintr-un strat subţire de la suprafaţa lingoului nu poate fi compensată de căldura din interior, datorită conductibilităţii termice reduse a acestui oţel.

Astfel, în figura 3 pentru aceeaşi variantă s-a verificat analitic evoluţia temperaturii în centrul şi la suprafaţa lingoului şi s-au determinat tensiunile termice, luîndu-se ca bază soluţiile ecuaţiilor diferenţiale ale conductibilităţii şi teoria tensiunilor termice [1].

Deoarece aplicarea practică a soluţiilor matematice prezintă o formă complicată, datorită faptului că în afară de coordonate şi timp cîmpul termic este influenţat şi de alte mărimi, ca: constantele fizice dependente de temperatură, dimensiunile corpului supus încălzirii etc., a fost utilizată prezentarea soluţiilor sub aspectul

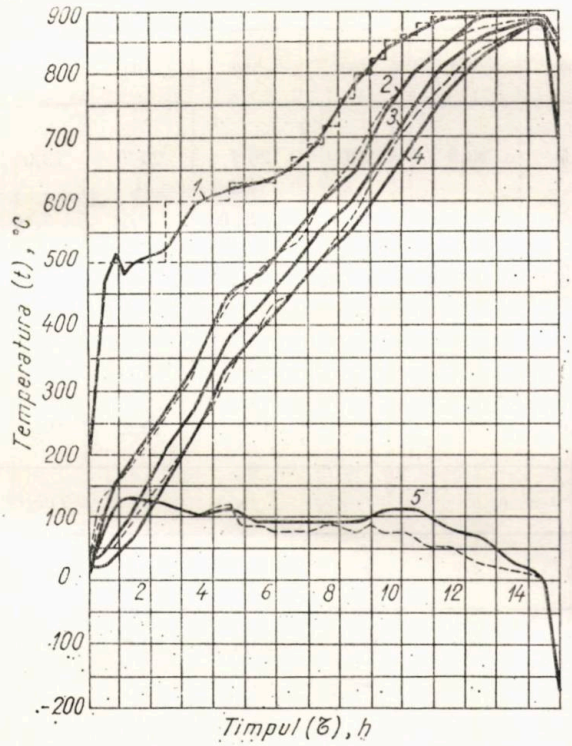


Fig. 3. Comparaţie între curbele experimentale şi cele determinate analitic la încălzirea lingoului din oţel inoxidabil austenitic: —— - curbele experimentale; — — — curbele determinate analitic.

valorilor complexe nedimensionate ale criteriilor şi simplexelor $\left(\text{criteriul Fourier } \frac{a\tau}{R^2} \text{ simplexele } \frac{\alpha R}{\lambda}; \frac{r}{R}\right)$, care permit reducerea numărului de variabile şi uşurează aplicarea lor în practică. Plasarea punctelor de măsurare a temperaturii a permis ca lingoul experimental să poată fi considerat de lungimea infinită şi ca o simplificare s-a considerat că are formă cilindrică, de rază echivalentă $R = \sqrt{\frac{L^2}{\pi}}$ iar încălzirea se realizează axial simetric.

Notaţiile utilizate în calcul:

$a = \frac{\lambda}{C_p \cdot \gamma}$ — coeficientul de difuzivitate al temperaturii, m^2/h;

τ — timpul, h;

α — coeficientul de transmitere a căldurii, $\frac{W}{m^2 \cdot °K}$ $(cal/m^2 \cdot h \cdot °C)$;

λ — coeficientul de conductibilitate termică, $\frac{W}{m \cdot °K}$ $(cal/m \cdot h°C)$;

R — raza cilindrului, m;

r — distanţa de la axa cilindrului, m;

L — lăţimea lingoului, m;

C_p — căldura specifică, $\frac{j}{kg \cdot °K}$ $(cal/kg \cdot °C)$;

γ — densitatea, g/cm^3 (kg/m^3).

Temperatura la suprafaţa şi în centrul lingoului a fost calculată la intervale de 0,5 h. S-a considerat că lingoul la introducerea în cuptor are temperatura t_0, iar cuptorul, temperatura t_a.

Distribuţia pe secţiune după prima perioadă de încălzire este descrisă de ecuaţia:

$$t = t_a + (t_o - t_a) \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 I_1(\mu_n)}{\mu_n [I_0^2(\mu_n) + I_1^2(\mu_n)]} \cdot I_0\left(\mu_n \frac{r}{R}\right) e^{-\mu_n^2 \cdot \frac{a\tau}{R^2}} \quad (1)$$

care, ţinînd seamă de faptul că rădăcinile funcţiilor Bessel depind de relaţia $\frac{\alpha R}{\lambda} = hr$, poate fi transcrisă sub forma simplificată:

$$\frac{t - t_a}{t_o - t_a} = \Phi\left(\frac{a\tau}{R^2}; \frac{\alpha R}{\lambda}; \frac{r}{R}\right) \quad (2)$$

În etapele următoare apariţia unui gradient termic impune modificarea ecuaţiei (1) prin adăugarea termenului care ţine seamă de distribuţia temperaturii pe secţiunea lingoului:

$$t = t_a + (t_o - t_a) \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 I_1(\mu_n)}{\mu_n [I_0^2(\mu_n) + I_1^2(\mu_n)]} \cdot I_0\left(\mu_n \frac{r}{R}\right) e^{-\mu_n^2 \cdot \frac{a\tau}{R^2}} - \Delta t_o \sum_{n=1}^{\infty} \frac{4 I_2(\mu_n)}{\mu_n^2 [I_0^2(\mu_n) + I_1^2(\mu_n)]} \cdot I_0\left(\mu_n \cdot \frac{r}{R}\right) e^{-\mu_n^2 \cdot \frac{a\tau}{R^2}} \quad (3)$$

care, din aceleași considerente poate fi transcrisă :

$$t = t_a + (t_0 - t_a)\Phi_n - \Delta t_0 \Phi_{n1} \qquad (4)$$

cum din calcule rezultă : $\Phi_{n1} = 0{,}6\ \Phi_n$ atunci

$$t = t_a + (t_0 - t_a - 0{,}6\Delta t_0)\Phi_n \qquad (5)$$

Folosind reprezentarea grafică a funcțiilor Φ_n dată de [1] cu ajutorul formulelor (2) și (5) a fost calculată temperatura lingoului pentru

$$\frac{r}{R} = 1 \text{ și } \frac{r}{R} = 0.$$

Variația cu temperatura a parametrilor care intervin în calcul este dată de tabela 1 în unități S.I. și de tabela 2 în unități tehnice.

$$\alpha = \frac{\sigma_{ap}}{4{,}96}\ \alpha_s \cdot m_c \qquad (6)$$

temperatura în centrul lingoului ajunge la 550°C cînd se consideră că metalul are deja o plasticitate ridicată și ele dispar.

Calculul s-a efectuat prin trei metode :

— temperatura cuptorului se modifică în salturi ;

— modificarea liniară a temperaturii suprafeței ;

— încălzirea cu viteze diferite (diagrama reală).

Pentru prima metodă, ecuațiile corespunzătoare cu și fără existența unui gradient termic inițial,

$$\sigma_z = \frac{\beta E}{1 - \nu}(t_o - t_s) \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2}{\mu_n^2} \cdot \left[2 - \mu_n \frac{I_0\left(\mu_n \frac{r}{R}\right)}{I_1(\mu_n)}\right] \cdot e^{-\mu_n^2 \cdot \frac{a\tau}{R^2}} \qquad (7)$$

Tabela 1

t,° C	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1 000
λ, $\frac{W}{m \cdot °K} \cdot 10^{-3}$	15,9	16,3	17,2	18,4	20,1	21,7	23,8	25,6	26,7	26,7	28,0
γ, $10^3 \cdot kg/m^3$	7,92	7,89	7,84	7,80	7,75	7,71	7,66	7,66	7,56	7,51	7,46
C_p, $\frac{j}{kg \cdot °K}$	—	0,502	0,511	0,523	0,527	0,536	0,544	0,548	0,557	0,561	0,561
E, $\frac{daN}{mm^2}$	19,62	—	18,05	—	15,69	—	14,52	—	12,65	—	—
β, $\times 10^{-6} \cdot °C^{-1}$	—	14,8	16,5	17,1	17,6	18,0	18,4	18,8	19,0	19,2	19,4

Tabela 2

t,°C	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1 000
λ, cal/m · h · °C	13,7	14,0	14,8	15,8	17,3	18,7	20,5	22,0	23,0	23,0	24,1
γ, $10^3 kg/m^3$	—	7,89	7,84	7,80	7,75	7,71	7,66	7,66	7,56	7,51	7,46
C_p, cal/kg·°C	7,92	0,120	0,122	0,125	0,126	0,128	0,130	0,131	0,133	0,134	0,134
E, 10^3 kgf/mm²	20	—	18,4	—	16,0	—	14,8	—	12,9	—	—
β, $\times 10^{-6} \cdot °C^{-1}$	—	14,8	6,15	17,1	17,6	18,0	18,4	18,8	19,0	19,2	19,4

Dependența lui α_s este de asemenea indicată de [1].

După cum se constată, valorile teoretice în special la temperaturi scăzute sînt apropiate de cele experimentale.

Pentru aceeași variantă au fost determinate analitic tensiunile termice axiale care apar în procesul de încălzire pînă în momentul în care

sau sub forma simplificată :

$$\sigma_z = \frac{\beta E}{1 - \nu}(t_o - t_s)\Phi_n\left(\frac{a\tau}{R^2}; \frac{r}{R}\right) \qquad (7')$$

și :

$$\sigma_z = \frac{\beta E}{1 - \nu}(t_o - t_s) f\left(\frac{a\tau}{R^2}; \frac{r}{R}\right) - \Delta t_o f_1\left(\frac{a\tau}{R^2}; \frac{r}{R}\right) \qquad (8)$$

unde:

β este coeficientul de dilatare liniară;
E — modulul de elasticitate;
ν — coeficientul lui Poisson ($\nu = 0{,}3$ pentru oțel);
t_0 — temperatura inițială a suprafeței;
t — temperatura finală a suprafeței.

Dacă temperatura suprafeței crește liniar:

$$\sigma_z = \frac{\beta E}{1-\nu}\,\frac{CR^2}{a}\left\{\frac{1}{8}\left(1-2\frac{r^2}{R^2}\right)+\right. \tag{9}$$

$$\left.+\sum_{n=1}^{\infty}\frac{2}{\mu_n^4}\left[2-\mu_n\frac{I_o\left(\mu_n\dfrac{r}{R}\right)}{I_1(\mu_n)}\right]e^{-\mu_n^2\cdot\frac{a\tau}{R^2}}\right\}$$

și

$$\sigma_z = \frac{\beta E}{1-\nu}\left(1-2\frac{r^2}{R^2}\right)+\frac{\beta E}{1-\nu}\,(cR^2-4\,\Delta t_o)f_z \tag{10}$$

În condiții de suprafață schimbătoare (diagrama reală de încălzire):

$$\sigma_z = \frac{\beta E}{1-\nu}\,\frac{R^2}{a}\left\{\frac{C_m}{8}\left(1-2\frac{r^2}{R^2}\right)+\right. \tag{11}$$

$$\left.+c_1 f'+[(C_2-C_1)f''+(C_3-C_2)f'''+\dots]\right\}$$

unde C_m reprezintă viteza de încălzire în etapa m.

Rezultatele teoretice au fost comparate cu rezistența la rupere reprodusă după [2] în graficul din figura 4.

În perioada inițială tensiunile termice cresc intens și au valoarea maximă 23,54—25,5 daN/mm² (24—26 kgf/mm², extremele prin cele trei metode), cînd suprafața lingoului a ajuns la temperatura de 160°C, ceea ce reprezintă jumătate din valoarea rezistenței la rupere 49,54 daN/mm² (50,5 kgf/mm²).

În momentul cînd viteza de încălzire crește, tensiunile ating din nou un maxim 25,5 daN/mm² (26 kgf/mm²) însă sînt mult inferioare lui σ_r = 39,24 daN/mm² (40 kgf/mm²), după care urmează o scădere bruscă la 14,72 daN/mm² (15 kgf/mm²), temperatura în centrul lingoului ridicîndu-se peste 500 °C.

Concordanța bună a rezultatelor a permis să se stabilească pe cale teoretică valoarea temperaturii cuptorului industrial în momentul

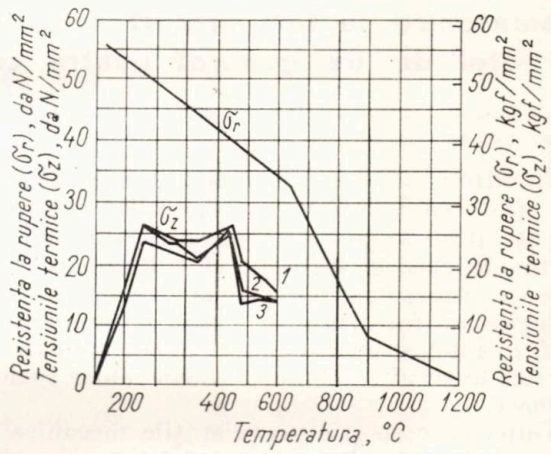


Fig. 4. Variația tensiunilor termice axiale (σ_z) în timpul încălzirii lingoului din oțel inoxidabil austenitic comparativ cu rezistența la rupere (σ_r), determinată la cald: *1* — saltul de temperatură; *2* — modificarea liniară a temperaturii la suprafața lingoului; *3* — diagrama reală de încălzire.

introducerii lingourilor, care să prezinte garanția unui gradient maxim, inferior valorii critice.

Tensiunile termice axiale σ_z, care apar pînă în momentul cînd temperatura în centrul lingoului nu depășește limita de elasticitate, comparate cu rezistența la rupere σ_r, determinată la cald, dovedesc că tehnologia practicată pentru încălzirea lingourilor reci din oțel inoxidabil austenitic poate fi îmbunătățită.

Rezultatele cercetărilor experimentale efectuate pe agregate industriale, precum și a cercetărilor teoretice și de laborator, au dus la întocmirea unui proces tehnologic bazat pe cunoașterea gradientului și a tensiunilor termice care se realizează pe secțiunea lingoului în timpul încălzirii cu diferite viteze, pe influența dinamicii acestui proces asupra structurii și calității produselor laminate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Taiț N.I. *Tehnologia încălzirii oțelului.* I.D.T. (traducere din limba rusă pentru uz intern).

[2] Tretiacov A. N. *Mehaniceschie svoistva metallov i splavov pri obrabotke davleniem.* Moscova, Ed. Metallurghia, 1964.

Cercetări privind creşterea proprietăţilor mecanice de rezistenţă prin tratamente termomecanice la temperaturi scăzute pentru un oţel de uz general pentru construcţii

Ing. S. Samoilescu
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 669.14.018.29 : 539.4/.5

În ultimii 15—20 ani cercetările care se ocupă de creşterea valorilor proprietăţilor mecanice ale oţelurilor au fost mult intensificate. Pe lîngă metodele clasice — alierea şi tratamentul termic — au fost puse la punct şi alte metode tehnologice a căror utilizare, în fază experimentală, în fază pilot şi uneori chiar în fază industrială, au dus la rezultate bune şi uneori chiar spectaculoase.

După cum se ştie proprietăţile mecanice de rezistenţă (R şi R_c) ale materialelor metalice feroase variază în limite foarte largi. Astfel valoarea rezistenţei la rupere este cuprinsă între 30 şi 40 daN/mm², pentru oţelurile carbon obişnuite, şi 1 400 daN/mm², pentru monocristalele de fier. Între aceste valori limită se plasează valorile rezistenţei pentru materialele metalice feroase obţinute prin diverse procedee tehnologice (fig. 1) [1].

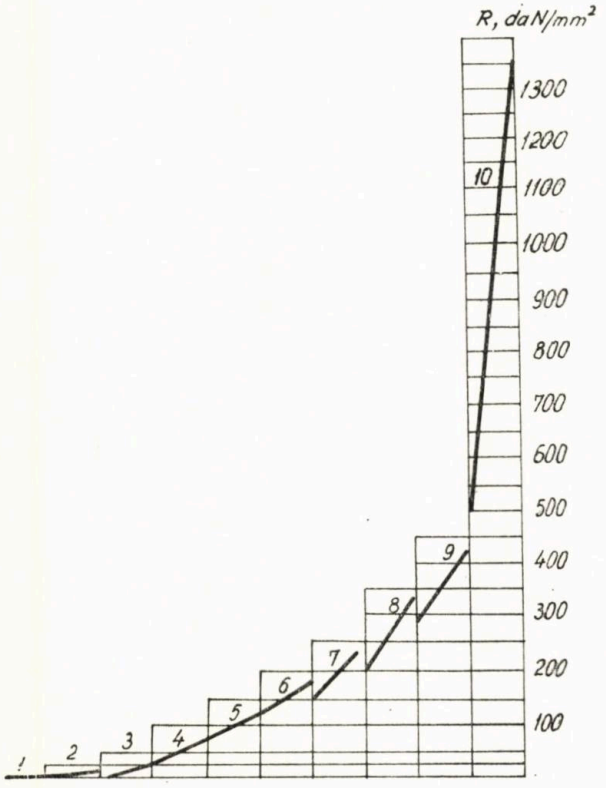


Fig. 1. Variaţia rezistenţei la rupere a fierului şi oţelului:
1 — microcristale de fier de înaltă puritate; *2* — fier durificat prin introducerea în soluţie solidă a atomilor de carbon (0,0001—0,0005% C); *3* — fier tehnic pur (0,02% C) cu diverse dimensiuni ale cristalelor; *4* — fier durificat prin deformare la rece; *5* — oţel eutectoid perlitic; *6* — oţel cu structură bainitică; *7* — oţel martensitic slab aliat; *8* — oţel martensitic slab aliat supus tratamentului termomecanic; *9* — sîrmă din oţel tras la rece; *10* — cristale filiforme de fier.

În cazul oţelurilor nealiate, pentru îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice pot fi luate în considerare creşterea densităţii dislocaţiilor printr-un procedeu de deformare plastică, micşorarea dimensiunii grăunţilor cu blocarea dislocaţiilor la limitele dintre grăunţi şi transformarea polimorfă precedată de o deformare plastică.

Îmbinarea acestor elemente se regăseşte în metoda tratamentelor termomecanice care constă în esenţă în combinarea unei operaţii de deformare şi a unui tratament termic. Sînt cunoscute, în general, două tipuri de tratament termomecanic: tratament termomecanic la temperaturi ridicate şi tratament termomecanic la temperaturi scăzute, peste sau sub temperatura de recristalizare, a căror schemă de principiu este prezentată în figura 2.

În cazul tratamentului termomecanic la temperaturi ridicate austenitizarea oţelului se produce la temperaturi cuprinse între 1 150 şi

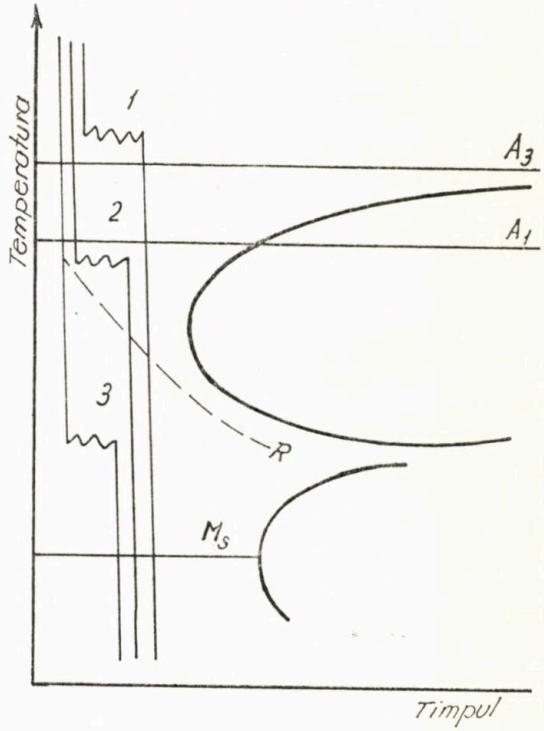


Fig. 2. Reprezentarea schematică a metodelor de tratament termomecanic în diagrama izotermă T.T.T.:
R — temperatura de recristalizare; *1* — deformare în domeniul austenitei stabile; *2* — deformare în domeniul austenitei metastabile peste temperatura de recristalizare; *3* — deformare în domeniul austenitei metastabile sub temperatura de recristalizare; M_S — temperatura începutului transformării martensitice.

1 200°C, fiind urmată de o răcire la o temperatură superioară punctului Ac_3, la care se efectuează o deformare cu un grad de reducere de 20—30 %. După deformare, oţelul este călit în ulei sau apă, după care se poate aplica un tratament de revenire la temperaturi de 100—200°C.

În cazul tratamentului termomecanic la temperaturi scăzute, austenitizarea se produce la temperaturi cuprinse între 1 000 şi 1 100°C, fiind urmată de o răcire sub temperatura Ac_1, în domeniul austenitei metastabile, unde se produce şi deformarea cu valori mai ridicate decît în cazul tratamentului termomecanic la temperaturi ridicate. După deformare urmează o călire în apă sau ulei şi o revenire joasă. Acest procedeu este denumit în literatura tehnică ausforming.

Este evident că aplicarea metodei ausforming se poate realiza numai la oţelurile pentru care se poate asigura :

— o zonă suficient de mare a austenitei metastabile ;

— o viteză de deformare şi un grad de reducere, astfel alese încît încălzirea locală produsă ca urmare a deformării să nu ducă la descompunerea austenitei în ferită şi perlită ;

— o viteză de răcire cît mai ridicată în zona austenitei metastabile după deformare, care să asigure după călire o structură preponderent austenitică.

Aceste condiţii sînt relativ uşor de realizat în cazul oţelurilor la care pe diagrama T.T.T. curbele de transformare sînt deplasate spre dreapta. În cazul oţelurilor de uz general pentru construcţii, aceste condiţii sînt însă extrem de dificil de realizat.

Experimentările au fost efectuate pe epruvete din oţel de marcă OL 37 1.n (la care conţinutul de carbon este de max. 0,20 % la oală), fiind oţelul cu ponderea cea mai ridicată în producţia de profil cornier cu grosimea aripilor de 3—5 mm, pentru care se urmărea extinderea în fază industrială a rezultatelor experimentale. Din diagrama T.T.T. a unui oţel cu 0,13 % C (fig. 3) rezultă că durata în care trebuie să se realizeze ciclul : răcire de la temperatura de austenitizare la temperatura de deformare — deformare — răcire pentru călire, poate fi de max. 0,3 s.

Temperatura minimă de austenitizare, pentru acest oţel, poate fi de 920—950°C (fig. 3). Temperatura de recristalizare este, după datele lui Yeo şi Melville, de circa 760°C, deci pentru a realiza tratamentul termomecanic la temperaturi sub temperatura de recristalizare, deformarea trebuie să se producă sub valoarea acestei temperaturi. Temperatura de început de transformare martensitică M_s, determinată cu ajutorul diagramei lui Bibby şi Parr (fig. 4), este cuprinsă între 490 şi 520°C.

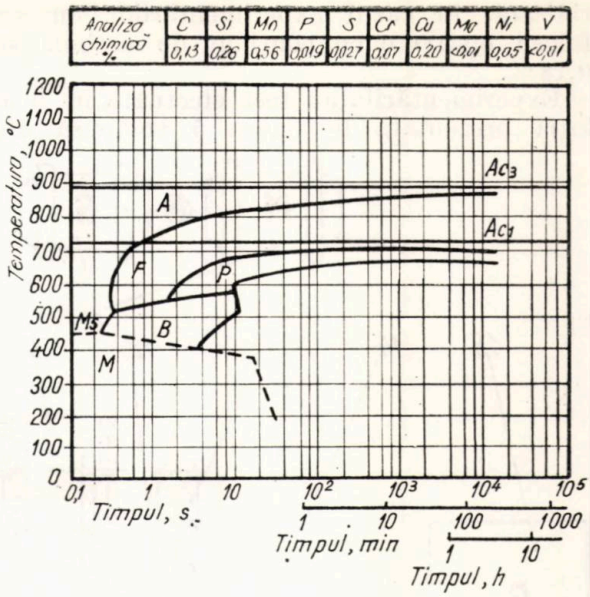


Fig. 3. Diagrama T.T.T. pentru oţeluri cu conţinut scăzut de carbon (0,13 % C şi 0,56 % Mn) :

A — domeniul austenitei ; *F* — domeniul feritei ; *P* — domeniul perlitei ; *B* — domeniul bainitei ; *M* — domeniul martensitei. Austenitizare la 920°C, durata de menţinere 5 min, încălzit în 3 min.

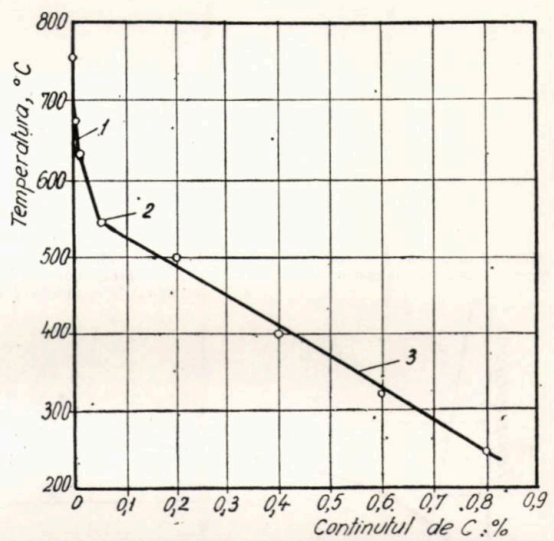


Fig. 4. Dependenţa temperaturii M_s de conţinutul de carbon în aliajele Fe—C :

1 — după datele lui Bibby şi Parr ; *2* — după datele lui Esser ; *3* — după datele lui Greninger.

Viteza de răcire trebuie să asigure, în primul rînd, durata maximă posibilă a procesului, deci valori de 800—1 500°C/s.

Pe de altă parte, pentru a obţine structuri preponderent martensitice în cazul oţelurilor cu conţinut scăzut de carbon vitezele de răcire trebuie să fie foarte mari. După datele lui Albutt şi Garber la oţeluri cu un conţinut de carbon de 0,10 % sînt necesare viteze de răcire mai mari de 4 000 °C/s.

Pentru a mări pe cît posibil şansele ca procesul să se desfăşoare în domeniul austenitei metastabile, iar viteza de răcire să nu fie prea

ridicată, în cazul experimentărilor nu s-au folosit epruvete cu conținut de carbon sub 0,18 %.

Experimentările au fost efectuate pe instalația prezentată în figura 5 compusă din: *linia de laminare* cu caje de lucru trio cu cilindrii pe rulmenți, caje de angrenaj, reductor principal de acționare, *aparatul de antrenare* a probelor între cilindrii de lucru, care permite introducerea acestora la diverse viteze în concordanță cu

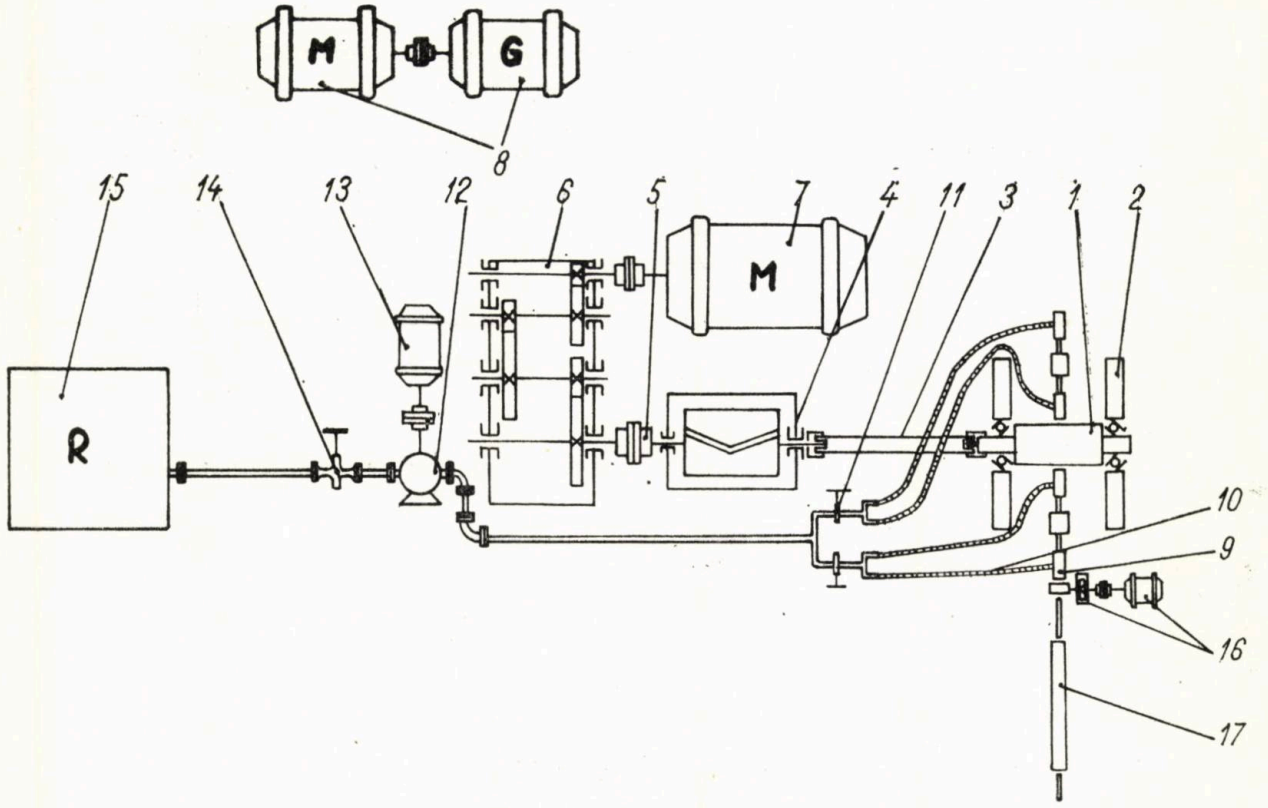


Fig. 5. Instalația experimentată:
1 – cilindrii de lucru; *2* – cadrul cajei; *3* – bara de cuplare; *4* – caja de angrenare; *5* – cuplajul; *6* – reductorul; *7* – motorul de acționare; *8* – grupul G–M; *9* – instalația de răcire; *10* – furtunul; *11* – robinetul pentru reglarea debitului de apă; *12* – pompa; *13* – motorul pompei; *14* – vana; *15* – rezervorul de apă; *16* – aparatul de antrenare; *17* – instalația de încălzit.

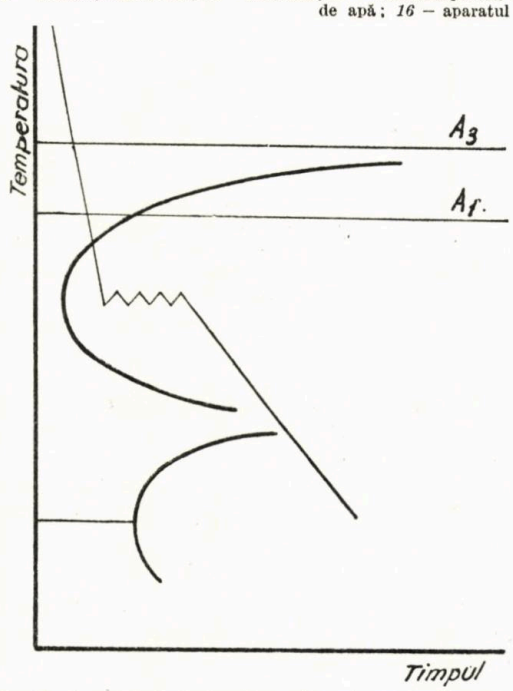


Fig. 6. Tratamentul termomecanic al oțelurilor de uz general pentru construcții cu descompunerea austenitei în perlită și ferită.

duratele prestabilite de realizarea procesului, *instalația de încălzire* a epruvetelor și *instalația de răcire* compusă din rezervor, pompă, robinete pentru reglarea debitului și aparatul de răcire amplasat în fața și după cilindrii de lucru.

Măsurarea temperaturii de austenitizare și a temperaturii la intrarea epruvetelor între cilindri a fost realizată cu ajutorul a două pirometre cu radiație totală.

Turația motorului principal de acționare și a motorului de antrenare au fost stabilite astfel încît să se asigure deplasarea laminatului pe traseul instalației de încălzire — cilindri de lucru — aparat de răcire în durate de timp de 0,3—0,8 s. Au putut fi realizate astfel atît epruvete cu o structură preponderent martensitică, cît și epruvete cu structuri la care austenita se descompune în prealabil în ferită și perlită (fig. 6).

Pentru eliminarea pierderilor de temperatură la contactul dintre laminat și cilindri, care poate ajunge în cazul epruvetelor subțiri pînă la

100°C, s-au efectuat și experimentări cu cilindri încălziți.

Condițiile de experimentare. Pentru experimentări au fost utilizate laminate avînd dimensiunile 3,0—3,5 × 10 mm din oțel de marcă OL 37 1.n, avînd următoarea compoziție: 0,18% C; 0,44% Mn; 0,029% S și 0,027% P.

Proprietățile mecanice corespunzătoare acestei compoziții de oțel, laminat în prealabil la laminorul de profile mici ca profil cornier de

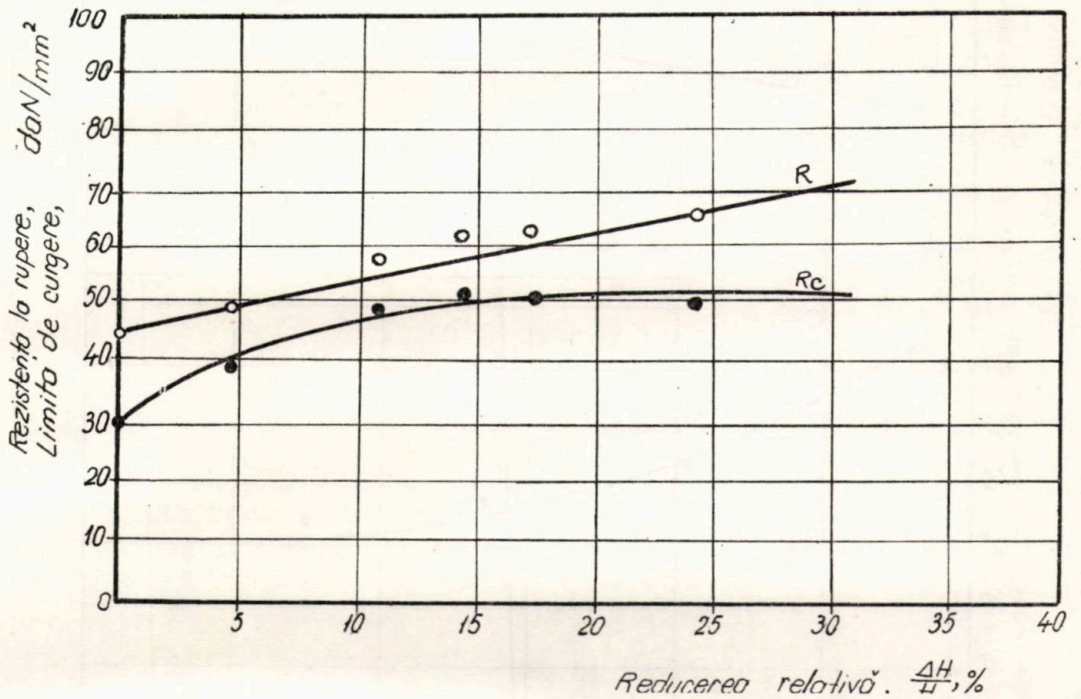


Fig. 7. Dependența dintre proprietățile mecanice (R și R_c) și reducerea relativă la laminare, pentru oțelul de marcă OL 37 1n: temperatura de austenitizare, 950°C; grosimea probelor, 3,3— 3,5 mm; temperatura de laminare, 750 — 800°C; durata de răcire, 0,5 s.

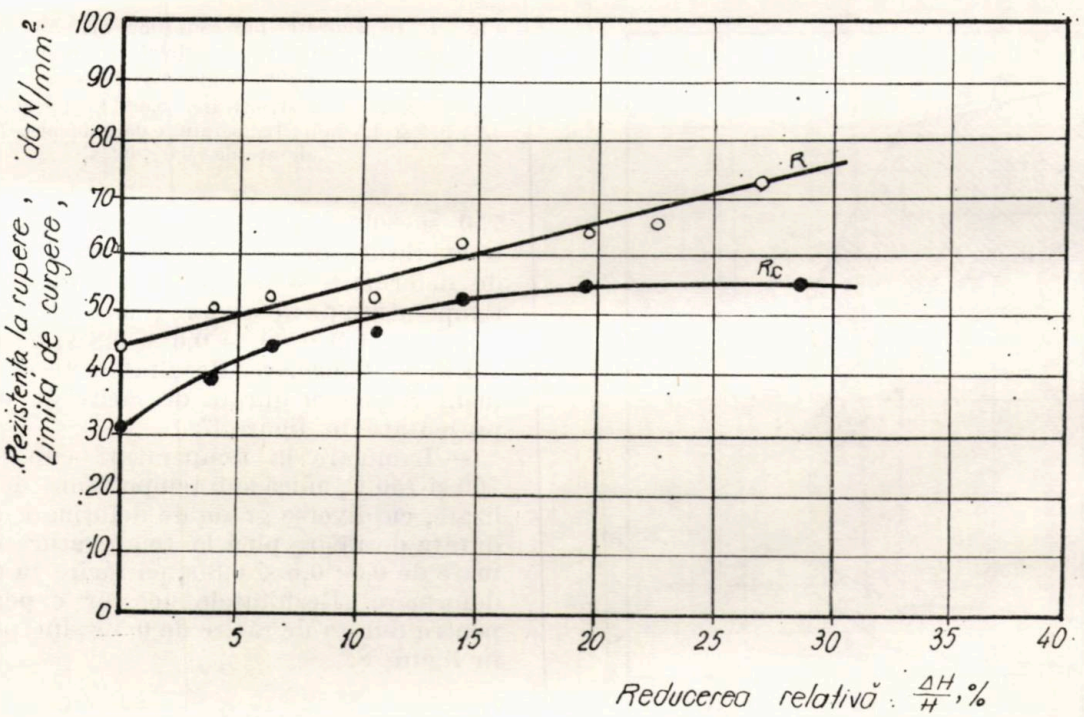


Fig. 8. Dependența dintre proprietățile mecanice (R și R_c) și reducerea relativă la laminare, pentru oțelul de marcă OL 37 1 n: temperatura de austenitizare, 950°C; grosimea probelor 3,3—3,5 mm; temperatura de laminare, 700—750°C; durata de răcire, 0,5 s.

$20 \times 20 \times 3$ mm din care au fost prelevate probele sînt: $R = 44$ daN/mm²; $R_c = 31$ daN/mm²; $A_5 = 39\,\%$.

Tratamentul termomecanic a fost realizat pe instalaţia descrisă în următoarele condiţii:

— Laminare la temperaturi cuprinse între

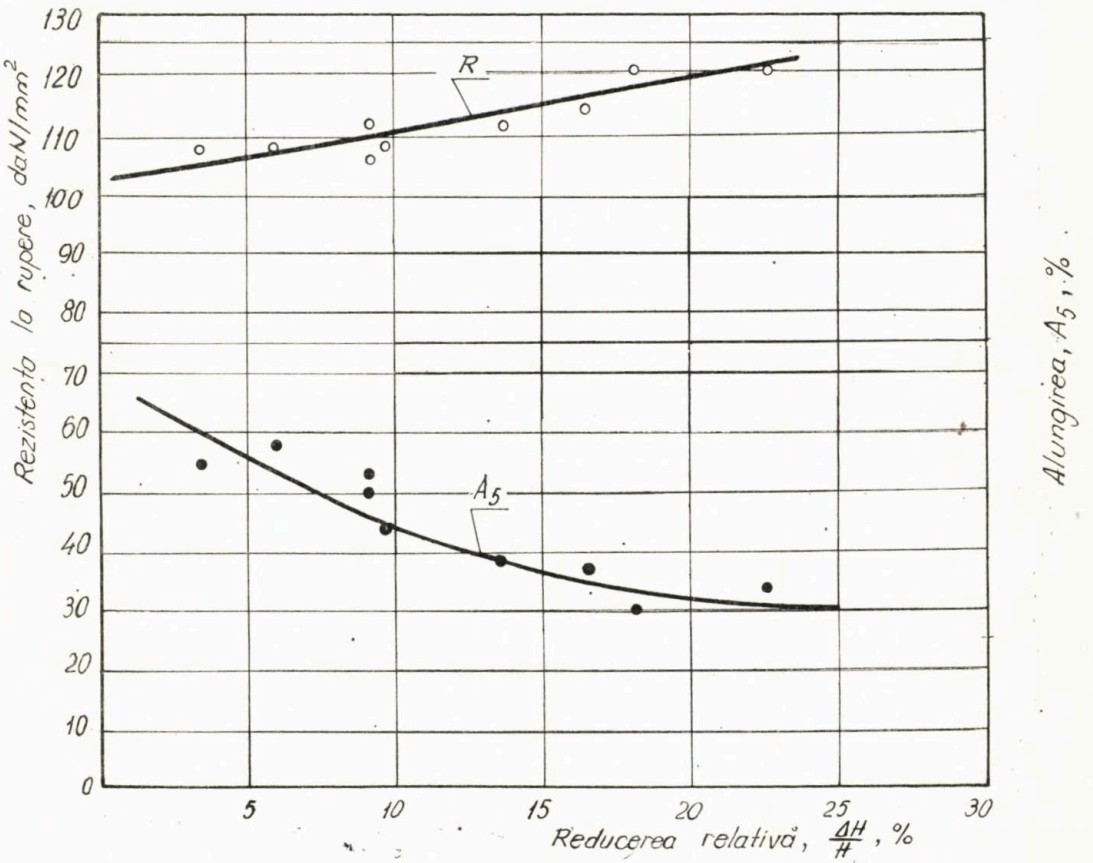
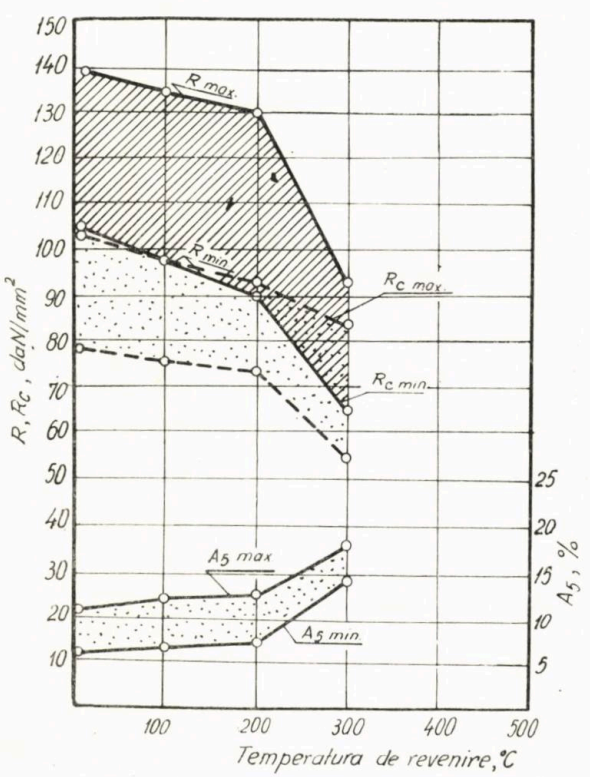


Fig. 9. Dependenţa proprietăţilor mecanice (R şi A_5 de reducerea relativă pentru oţelul de marcă OL 37 1 n, probe laminate şi călite:

temperatura de austenitizare, 950°C; grosimea probelor, 3,3; 3,4 şi 3,5 mm; temperatura de laminare, 700—820°C; durata de răcire, 0,5 s.

750 şi 800°C, adică în imediata apropiere a temperaturii de recristalizare, cu diverse grade de deformare şi de durate de răcire pînă la temperatura de deformare (măsurată la intrarea între cilindri) de 0,5; 0,6 şi 0,8 s, cu răcire în aer după deformare. Rezultatele acestor experimentări pentru durata de răcire de 0,5 s sînt prezentate în figura 7.

— Laminare la temperaturi cuprinse între 700 şi 750°C, adică sub temperatura de recristalizare, cu diverse grade de deformare şi pentru durate de răcire pînă la temperatura de deformare de 0,5; 0,6 şi 0,8 s, cu răcire în aer după deformare. Rezultatele acestor experimentări pentru durata de răcire de 0,5 s sînt prezentate în figura 8.



← Fig. 10. Dependenţa proprietăţilor mecanice R, R_c şi A_5 de temperatura de revenire: temperatura de revenire, 100, 200, 300°C; durata de revenire, 30 min.

— Laminare în condițiile de la punctele 1 și 2, dar cu efectuarea unui tratament termic de călire imediat după deformare. Rezultatele obținute în aceste condiții sînt prezentate în figura 9.

— Unei părți din probele deformate și călite în condițiile de la punctul 3 le-a fost aplicat un tratament termic de revenire la 100, 200 și 300°C, obținîndu-se proprietățile mecanice prezentate în figura 10.

Asupra proprietăților mecanice obținute în condițiile prezentate influențează: gradul de deformare, temperatura de deformare, durata ciclului austenitizare — deformare — tratament termic de călire și temperatura la care se realizează revenirea.

Gradul de deformare duce la creșterea valorilor proprietăților mecanice R și R_e, în întreg domeniul de temperaturi de deformare de 700—800°C. În cadrul acestui ciclu de experimentări valoarea gradului de deformare exprimat prin reducerea relativă nu a depășit 35%.

În intervalul temperaturilor de deformare examinat valorile proprietăților mecanice cresc o dată cu scăderea temperaturii de deformare.

În cazul probelor cărora li se aplică un tratament de călire, valorile rezistenței la rupere cresc substanțial pînă la 120—125 daN/mm^2, cu scăderea indicelui de plasticitate A_5 pînă la 5—6%.

— În cazul aplicării unui tratament de revenire se realizează din nou o scădere a proprietăților mecanice de rezistență, cu creșterea corespunzătoare a plasticității.

— La probele deformate și călite se constată, de asemenea, o creștere a elasticității, determinată prin lucrul mecanic specific de deformație elastică, pînă la valori comparabile cu ale oțelului arc cu conținut ridicat de carbon.

Se poate afirma că utilizarea metodelor de tratament termomecanic, în cazul oțelurilor de uz general pentru construcții, cu conținut scăzut de carbon, deschide noi posibilități de creștere a valorilor proprietăților mecanice și pentru această categorie de oțeluri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Honeycombe R. W. K. *The Australasian.* Engineer, nr. 54, 1962.

[2] *** *Grundlagen der bildsamen formgebung.* Düsseldorf, 1968.

Aspecte tehnologice privind elaborarea şi laminarea oţelurilor inoxidabile austenitice

Ing. O. Lung, ing. A. Popovici
şi ing. L. Beneş
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 669.14.018.8 : 621.771.2

Urmarea necesităţii asigurării oţelului inoxidabil X10 CrNiTi18.9 pentru fabricarea ţevilor destinate cazanelor de mare putere C.S.H. a început, în anul 1970, fabricarea ţaglelor de ţevi din acest oţel, iar în 1971 s-a trecut la fabricarea pe scară industrială.

Oţelul X10CrNiTi18.9 (DIN 17440—W.4541) este un oţel înalt aliat, austenitic, cunoscut sub denumirea de V2A Extra şi face parte din categoria de oţeluri inoxidabile crom-nichel de tip 18.9. Se caracterizează printr-o rezistenţă ridicată la coroziune, refractaritate şi tenacitate foarte bune, chiar şi la temperaturi scăzute. Oţelul se utilizează pe scară largă sub formă de table laminate la cald şi la rece, bare, sîrme, ţevi fără sudură, ţevi sudate şi piese forjate, în diferite ramuri industriale cum ar fi industria chimică, energetică, alimentară etc. la diferite instalaţii aparate, recipienţi care funcţionează în cele mai dificile condiţii.

Adaosul de titan prevăzut are rolul de stabilizator în combaterea coroziunii intergranulare şi se bazează pe afinitatea mare a titanului faţă de carbon, deci pe proprietatea acestuia de a forma carburi stabile, care la rîndul lor împiedică formarea carburilor de crom.

Din punct de vedere al structurii oţelul X10CrNiTi18.9 este un oţel austenitic, dar în funcţie de raportul dintre elementele de aliere alfagene şi gamagene pot să apară proporţii mici de ferită, care din punct de vedere tehnologic se consideră că de la un anumit procent au o influenţă asupra proprietăţilor oţelului, mai ales asupra plasticităţii.

Trecerea de la şarje izolate la producţia pe scară semiindustrială a ridicat o serie de probleme de ordin tehnologic şi organizatoric.

Îmbunătăţirile aduse au urmărit fixarea principalilor parametri tehnologici de elaborare şi laminare a oţelului.

Fabricarea oţelului. Procesul tehnologic aplicat la fabricarea ţaglelor de ţevi din oţel X10CrNiTi18.9 are următoarele caracteristici:

Elaborarea oţelului în cuptoarele cu arc de 20 t capacitate constă în topirea şi oxidarea unor şutaje şi deşeuri de fier vechi nealiat, curat în ceea ce priveşte conţinutul de crom, alierea făcîndu-se prin introducerea în cuptor a feroaliajelor.

Oţelul se toarnă în lingouri de 3,6 t prin sifon.

După stripare lingourile se trec în stare caldă la laminorul 800, unde în funcţie de calitatea suprafeţei acestora se laminează astfel:

— tehnologia I — direct la dimensiunea finală cînd nu apar defecte pe suprafaţa lingourilor în timpul laminării pe calibrul I;
— tehnologia II — în blum 270 × 270 mm, cînd apar defecte pe suprafaţa lingourilor în timpul laminării pe calibrul I. Blumurile obţinute se polizează şi se relaminează.

Încălzirea lingourilor se face cu viteză de 80—100°C/h pînă cînd temperatura cuptorului ajunge la 1 300°C. Se efectuează una sau două frezări la cald a lingourilor după care se readuce temperatura cuptorului la 1 300°C. Palierul se fixează în funcţie de raportul Cr/Ni.

Temperaturile de laminare sînt cuprinse între 1 140 şi 1 180°C, la începutul laminării, şi de minimum 950°C, la sfîrşitul laminării.

Rezultate privind influenţa unor factori tehnologici asupra elaborării şi laminării oţelului

— *Alierea.* Alierii oţelului inoxidabil i se acordă o atenţie deosebită în vederea reducerii pierderilor prin ardere şi asigurarea încadrării în limitele de compoziţie şi caracteristici prescrise.

Rezultatele privind conţinutul de crom, nichel şi titan la şarjele realizate în 1973 sînt redate în histogramele din figura 1.

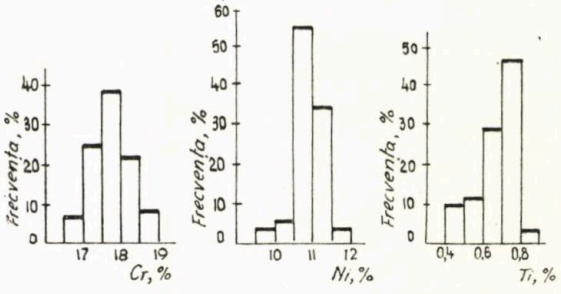


Fig. 1. Histograma privind frecvenţa conţinutului de crom, nichel şi titan.

Obţinerea analizei prescrise nu a constituit o problemă, dar randamentele de aliere şi precizia analizei prezintă variaţii.

În cazul nichelului care se introduce în încărcătură, eventualele corecţii nu ridică probleme.

Alierea cu crom necesită însă o serie de măsuri pentru asigurarea unui randament de aliere

optim și încadrarea și compoziția chimică prescrisă și anume:

— conținutul de carbon la sfîrșitul oxidării trebuie să fie de maximum 0,05 %;

— ridicarea temperaturii băii la sfîrșitul oxidării la 1 680—1 700°C;

— folosirea de ferocrom suprarafinat;

— introducerea ferocromului în mai multe porții și asigurarea repartizării uniforme în cuptor.

Deși ferocromul se adaugă în mai multe porții, datorită cantității mari, temperatura băii scade cu circa 200°C necesitînd o reîncălzire pînă la temperatura de evacuare de minimum 1 540°C.

Datorită necesității ridicării temperaturii oțelului la 1 680— 1700°C înaintea alierii cu crom, uzura zidăriei cuptoarelor este foarte mare, fapt care influențează negativ durabilitatea și consumul de cărămizi refractare. Prin trecerea la bolți bazice durabilitatea acestora a crescut la circa 80 șarje.

Turnarea. Cercetările efectuate atît în oțelărie, cît și în laminor au scos în evidență importanța deosebită a calității suprafeței lingourilor, care trebuie să fie lipsită de defecte ca: înfășurări, întreruperi, întreruperi de turnare etc. Ținînd seamă de viscozitatea oțelului inoxidabil a fost necesară creșterea vitezei de turnare prin mărirea diametrului orificiului de turnare la ∅ 50 mm.

În vederea obținerii unei suprafețe corespunzătoare și concentrarea retasurii la partea superioară a lingoului s-a trecut la utilizarea prafului unguent tip ULH (cca. 2,5 kg/t), combinat cu praful exoterm tip AE (cca. 2 kg/t). De asemenea a fost necesară mărirea temperaturii oțelului înainte de evacuare la minimum 1 540°C.

Laminarea. Datorită dificultăților întîmpinate la laminarea primelor șarje din cauza încălzirii insuficiente și neuniforme și datorită plasticității reduse, temperaturile de început de laminare de 1 100 — 1 140°C s-au dovedit a fi prea scăzute. A fost necesară ridicarea temperaturii de început de laminare la 1 140— —1 180°C, realizîndu-se astfel laminarea în condiții bune. Pentru aceasta s-a ridicat temperatura de palier a cuptorului.

La încălzirea lingourilor s-a ținut seamă de compoziția chimică, respectiv de raportul Cr/Ni.

Tehnologia de elaborare a oțelului prevede pentru mangan, crom și nichel limite mai restrînse, care țin seamă de efectul alfagen sau gamagen al acestora, în vederea realizării unui oțel echilibrat care să ducă la o structură cu un conținut cît mai redus de ferită. Aceste limite recomandate sînt următoarele: 1,7 — — 2,0 % Mn; 17,0 — 18,5 % Cr; 10,5 — 11,5 % Ni.

Verificările efectuate la laborator au indicat în etapa I de asimilare a fabricației conținuturi de ferită de circa 8 % în medie, pînă la maximum 20 %, remarcîndu-se totodată o tendință de creștere a conținutului de ferită cu raportul Cr_e/Ni_e (fig. 2).

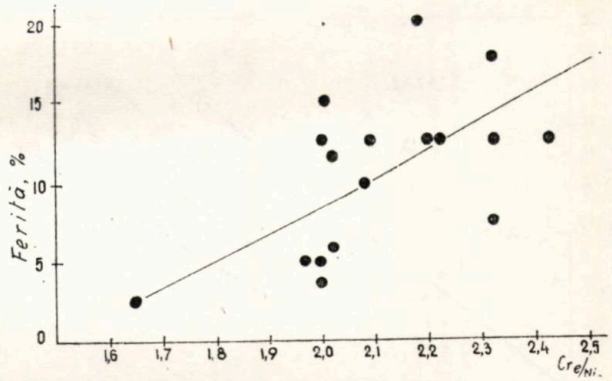


Fig. 2. Variația conținutului de ferită în funcție de raportul dintre cromul echivalent și nichelul echivalent.

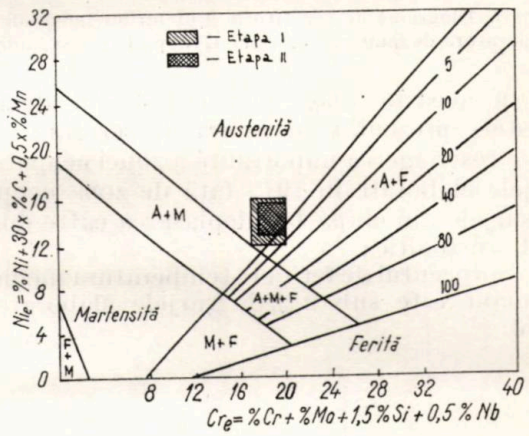


Fig. 3. Diagrama de constituție a oțelurilor inoxidabile încărcate cu sudură (după A.L. Schäffler).

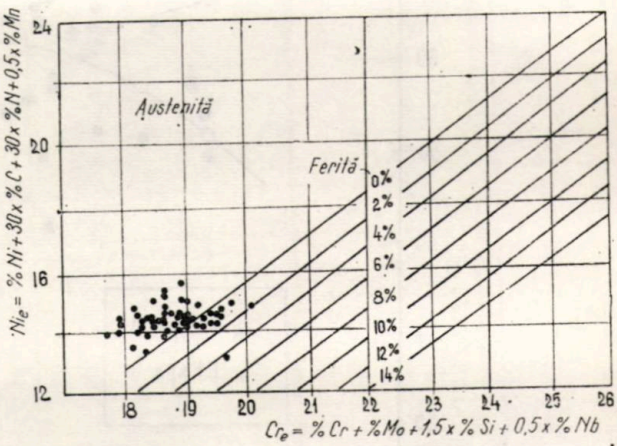


Fig. 4. Detaliu al diagramei Schäffler.

Calculînd cromul echivalent și nichelul echivalent cu relațiile:

$$Cr_e = \%\,Cr + \%\,Mo + 1{,}5 \times \%\,Si + 0{,}5 \times Nb$$

$$Ni_e = \%\,Ni + 30 \times \%\,C + 0{,}5 \times \%\,Mn$$

care ţin seamă de efectul alfagen şi gamagen al elementelor, se poate determina din diagrama Schäffler (fig. 3) zona ocupată de şarjele elaborate.

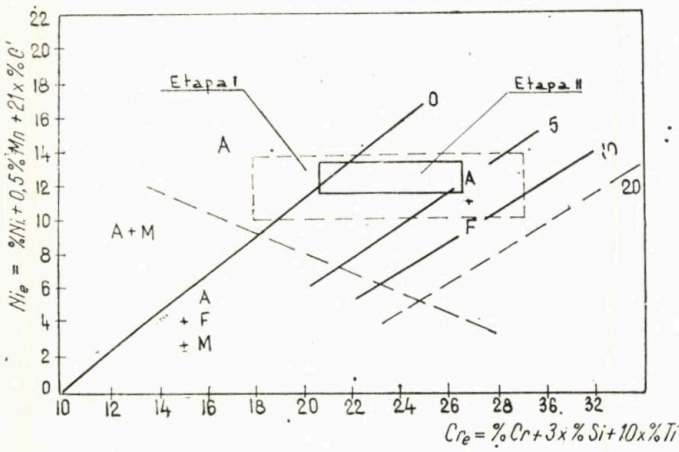


Fig. 5. Diagrama de constituţie a oţelurilor inoxidabile la temperatura de laminare de 1 150°C (după Pryce şi Andrews)

Din această diagramă, cît şi din detaliul acesteia prezentat în figura 4, rezultă :

— restrîngerea importantă a zonei ocupate de şarjele elaborate în 1973 faţă de zona ocupată de şarjele din etapa I şi deplasarea către domeniul austenitic ;

— procentul de ferită la temperatura mediului ambiant este sub 2 % la şarjele elaborate în 1973.

Determinînd cantitatea de ferită la temperatura de laminare (1 150°C) prin diagrama de constituţie după Pryce-Andrews (fig. 5) pe baza cromului echivalent şi a nichelului echivalent calculat cu relaţiile :

$$Cr_e = \%\,Cr + 3 \times \%\,Si + 10 \times \%\,Ti'$$

$$Ni_e = \%\,Ni + 0,5 \times \%\,Mn + 21 \times \%\,C'$$

unde :

$$Ti' = \%\,Ti - 4\,[(\%C - 0,03) + \%\,N]$$

$$C' = 0,03\,\%\,C$$

rezultă de asemenea : restrîngerea zonei ocupate de şarjele elaborate în 1973 ; restrîngerea menţionată a dus la reducerea conţinutului de ferită sub 5 % în 1973 faţă de maximum 10 % realizat în etapa I.

Urmărind figura 1 reiese că la circa 75 % din şarje conţinutul de titan este mai mare de 0,6 %.

Ţinînd seamă de efectul alfagen al titanului, respectiv de influenţa titanului asupra cromului echivalent în condiţiile de laminare, rezultă că prin : îmbunătăţirea randamentului de aliere a titanului şi reducerea conţinutului de titan necesar stabilizării, prin reducerea conţinutului

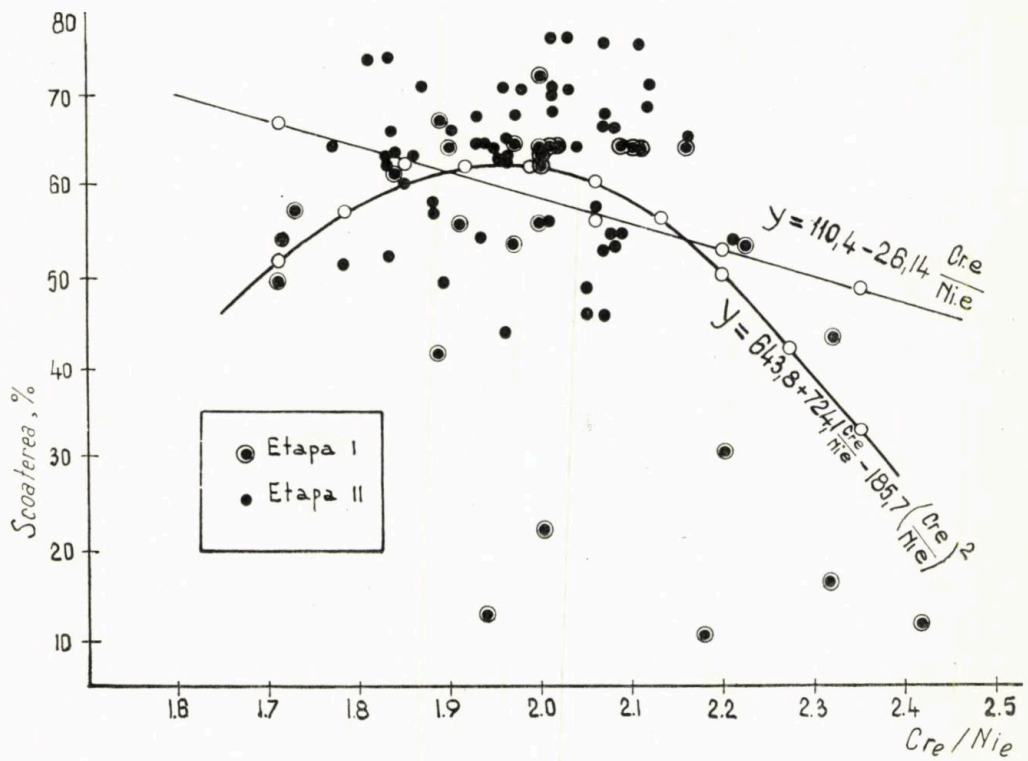


Fig. 6. Variaţia scoaterii de laminate bune în funcţie de raportul dintre cromul echivalent şi nichelul echivalent.

de carbon în oţel, raportul Cr_e/Ni_e va scădea în continuare. Astfel şarjele se vor deplasa şi mai mult spre domeniul austenitic.

Influenţa stabilizării procesului de fabricaţie prin restrîngerea limitelor elementelor, precum şi îmbunătăţirea calităţii lingourilor şi a condiţiilor de laminare, se reflectă în îmbunătăţirea scoaterii de ţagle bune.

În figura 6 se redă variaţia scoaterii în funcţie de raportul Cr_e/Ni_e realizat la şarjele din etapele I şi II.

Forma ecuaţiei de regresie a fost mult influenţată de un număr de şase şarje realizate în etapa I şi care au avut o scoatere mică.

Faptul că şarjele realizate în 1973 nu indică nici un fel de orientare, coeficientul de corelaţie pentru această etapă fiind foarte redus, arată că îmbunătăţirea se datorează, în principal, stabilizării procesului tehnologic de elaborare şi laminare. În condiţiile actuale scoaterea se situează în medie la circa 65 % cu o tendinţă de creştere către 70 %.

Experienţa acumulată la elaborarea şi laminarea oţelului X10CrNiTi18.9 (V2A Extra) a permis stabilirea unor parametri tehnologici care asigură realizarea de ţagle de ţevi de calitate corespunzătoare normei DIN 17440.

Limitele restrînse de crom, nichel şi mangan asigură realizarea unui oţel echilibrat cu conţinut redus de ferită.

Este necesar îmbunătăţirea randamentului de aliere a titanului, precum şi reducerea conţinutului de titan şi carbon în oţel.

Datorită viscozităţii oţelului turnarea trebuie efectuată cu viteză mare deoarece numai astfel se asigură lingouri de calitate corespunzătoare pentru laminare.

Temperaturile de laminare la început trebuie să fie de 1 140 — 1 180°C şi de minimum 950°C la sfîrşitul laminării.

În condiţiile creşterii importante a producţiei de oţeluri inoxidabile necesare fabricării ţevilor şi tablelor, tehnologia actuală nu mai corespunde din punct de vedere al economicităţii. Este necesară îmbunătăţirea randamentelor de aliere şi recuperarea elementelor din deşeurile rezultate pe fluxul de fabricaţie. În acest sens este necesar crearea condiţiilor pentru trecerea la tehnologia de elaborare din deşeuri aliate inoxidabile, cu folosirea oxigenului. Primele şarje experimentale efectuate permit să se întrevadă o îmbunătăţire substanţială a rentabilităţii producţiei de oţeluri inoxidabile.

Calibrarea și laminarea profilului pentru fabricarea grinzilor de susținere a abatajelor

Ing. V. Lupa, ing. C. Cernei și ing. A. Molotcov
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 621.771.26

Profilul utilizat pentru fabricarea grinzilor de tip Vanwersch, necesare la susținerea abatajelor, are forma unui profil U de care se deosebește numai prin faptul că inima se prelungește pînă dincolo de tălpi, formînd două flanșe, iar valoarea raportului dintre înălțimea tălpilor și lățimea inimii pînă în dreptul aripilor (h/b) este mult mai mare.

Ca formă deci este un profil fasonat simplu prezentînd o axă de simetrie (fig. 1).

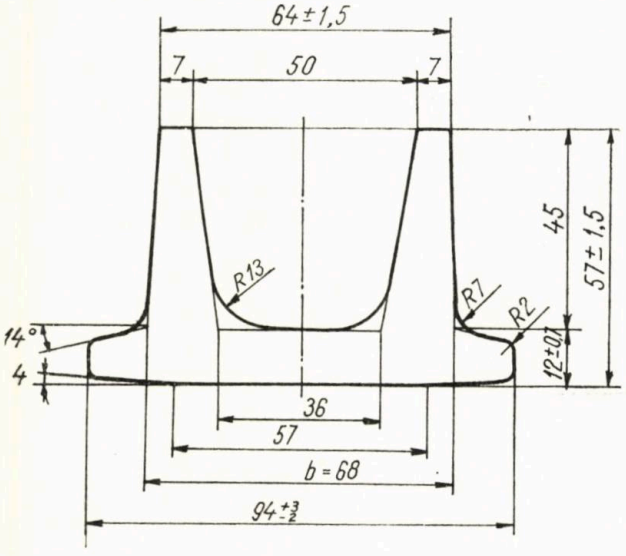


Fig. 1. Forma secțiunii transversale a profilului.

Grinda de susținere a abatajelor se confecționează din două profile ce se sudează în lungul aripilor formînd un profil tubular de grindă. În funcție de înălțimea H, grinzile tubulare sînt de mai multe tipuri din care în figura 2 sînt redate cîteva: 52/114; 52/96; 52/80; 52/75; 52/114-2K, cifra 52 reprezentînd marca oțelului din care se confecționează (St. 52), iar a doua cifră reprezentînd înălțimea grinzii. Primele patru tipuri au o pană de fixare, iar ultimul tip are două pene de fixare.

Greutățile și valorile statice pentru cele cinci tipuri, prezentate după normele firmei Rheinstahl [1], sînt redate în tabela 1.

În R.S. România s-a adoptat tipul 52/114, funcție de presiunile exercitate de straturile de cărbune în abataj.

Proiectarea calibrării și laminarea profilului s-au făcut conform dimensiunilor și abaterilor dimensionale admise, prezentate în figura 1.

Tabela 1

Distanța dintre axele de articulație L, mm		Tipul grinzii				
		52/114	52/96	52/80	52/75	52/114–2K
Masa, kg	800	40,7	33,8	27,4	22,2	42,3
	900	44,1	36,8	30,1	24,1	45,7
	1 000	47,5	39,8	32,8	26,0	49,1
	1 250	56,0	47,5	39,6	30,8	57,6
	1 400	61,1	51,8	43,6	33,7	62,8
	1 500	64,5	54,8	46,3	35,6	66,2
	1 600	67,5	57,8	49,0	37,5	69,5
Rezistența, kgf/mm²		75..90	75..90	75..90	75..90	75..90
Mărimi statice	W_x, cm³	129	98	72	52	129
	W_y, cm³	70	65	53	43	70

Calibrarea a fost studiată în două variante: clasică și combinată. Prin varianta clasică de calibrare se înțelege sistemul de calibrare în care aripile profilului sînt prelucate numai în partea închisă a calibrului începînd de la spintecare și pînă la calibrul finisor, iar flanșele (zonele III din figura 4) sînt prelucrate numai în partea deschisă.

În adoptarea variantei de calibrare s-a ținut seamă de avantajele și dezavantajele fiecărui sistem [2].

Varianta clasică prezintă următoarele avantaje:

— prelucrarea bună a flanșelor la toate trecerile, ceea ce permite obținerea corectă a acestor elemente ale profilului;

— utilizarea unei secțiuni priză cu o lățime care să permită obținerea sigură a lungimii flanșelor.

Ca dezavantaje se amintesc:

— aripile profilului se prelucrează numai în partea închisă a calibrelor, ceea ce duce la o incertitudine cu privire la obținerea înălțimii lor fără aplicarea unei importante refulări;

— rezistența cilindrilor scade foarte mult din cauza adîncimii mari a părții închise;

— distanța mică dintre aripi impune o reducere puternică și un număr mic de treceri, ceea ce duce la depășirea suprafeței reduse (deci a forțelor de laminare) determinată de caracteristicile liniei de laminare.

A doua variantă constă într-o combinare a variantei clasice menționate și a sistemului de calibrare a profilelor U, cu desfășurarea ulterioară a flanșelor. Aceasta permite o spintecare

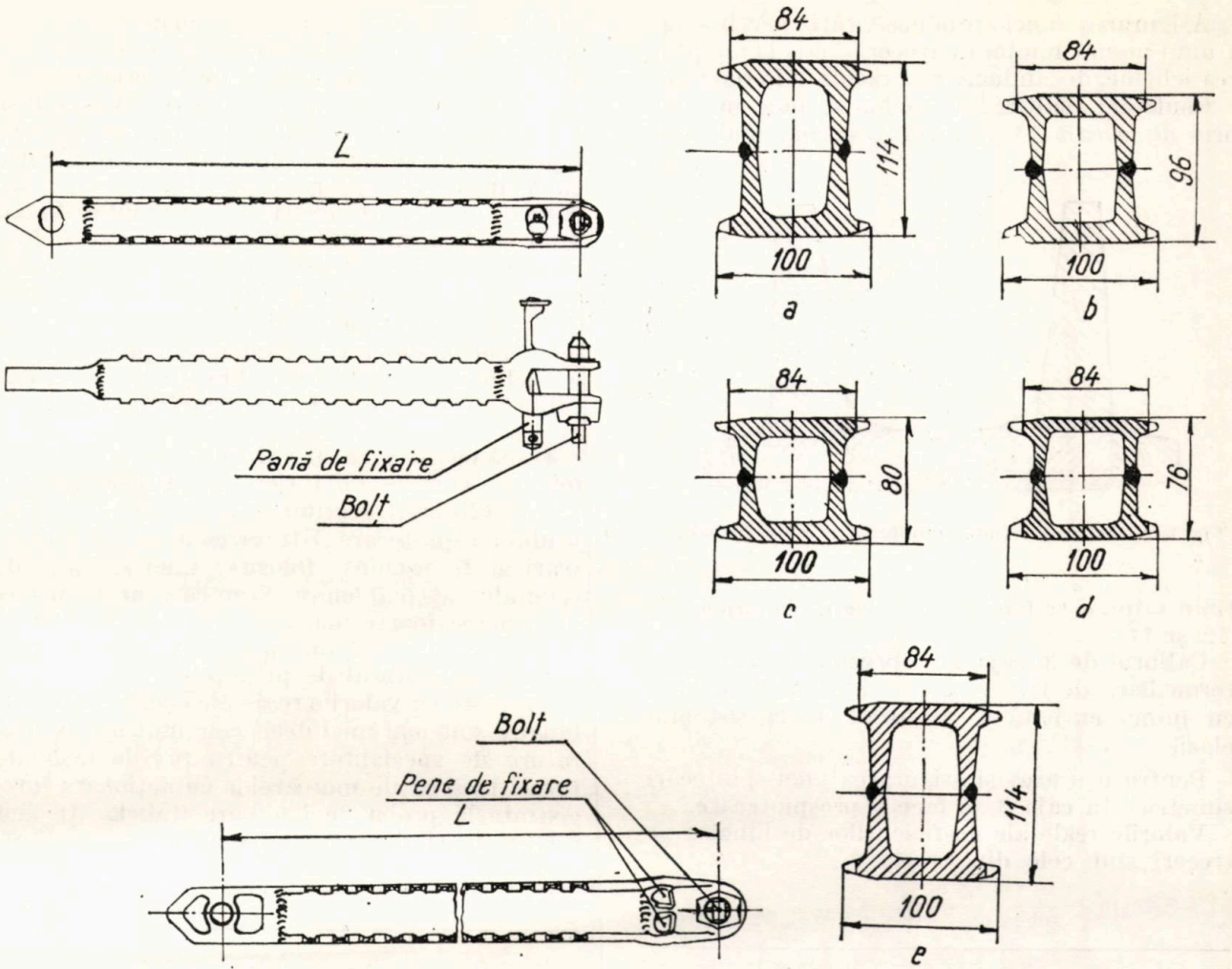


Fig. 2. Tipul de profile utilizate la fabricarea grinzilor de susţinere a abatajelor: *a* — profil 52/114; *b* — profil 52/96; *c* — profil 52/80; *d* — profil 52/76; *e* — profil 52/114-2 K.

mai uşoară, un control al înălţimii aripilor şi al lăţimii flanşelor.

Obţinerea unui profil cu dimensiuni cît mai exacte a determinat în ultima analiză alegerea variantei combinate.

Avînd în vedere că masa profilului este sub 30 kg/m iar ca formă este un profil fasonat simplu, s-a laminat la laminorul de profile mijlocii. Amplasarea cajelor acestui laminor este reprezentată în figura 3.

Cele 14 caje de lucru ale liniei de profile mijlocii sînt amplasate în patru trenuri continue de laminare; cajele 2, 6, 10 şi 13 sînt verticale. Între trenuri bara este liberă, lucru de care este necesar să se ţină seamă la determinarea secţiunii şi lungimii semifabricatului utilizat.

Profilul a fost împărţit în zone de calcul (fig. 4) cu următoarele denumiri: I — inimă; II — aripi (tălpi); III — flanşe.

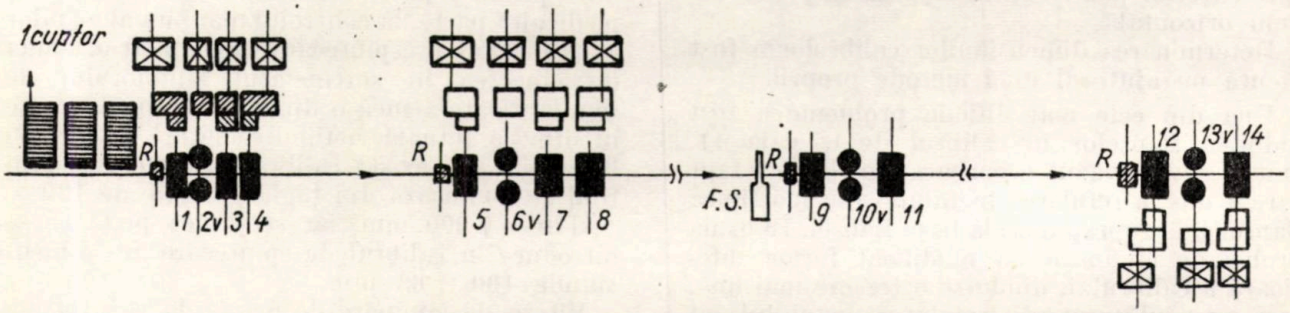


Fig. 3. Amplasarea cajelor.

Asigurarea unei productivităţi maxime şi a unui număr minim de treceri a dus la adoptarea schemei de laminare reprezentată în figura 5.

Controlul înălţimii flanşelor se face în calibrul de la caja 13 verticală, iar controlul înăl-

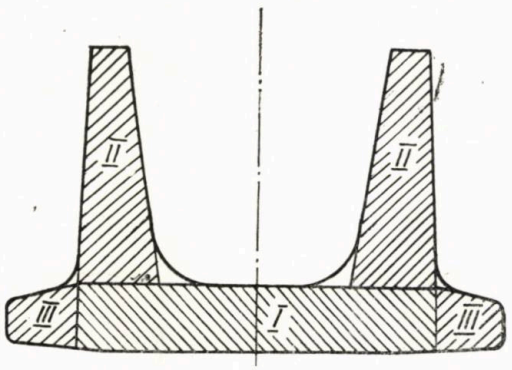


Fig. 4. Împărţirea secţiunii profilului în zona de calcul.

ţimii tălpilor se face în calibrele de la cajele 11, 12 şi 14.

Calibrul de la caja 11 reprezintă o formă intermediară de trecere de la sistemul de calibre cu inima curbată a profilelor U la sistemul clasic.

Pentru uşurarea şi asigurarea unei spintecări simetrice în caja 3 se face o prespintecare.

Valorile reale ale coeficienţilor de lungire pe treceri sînt cele din tabela 2.

Tabela 2

Nr. calibrului	C–14	C–12	C–11	C–9	C–8
Coeficientul real de lungime	1,0521	1,0938	1,0884	1,1603	1,1727

De remarcat este faptul că la caja 11 valoarea coeficientului de lungire este mai mică decît la caja 12. Aceasta se explică prin faptul că în acest calibru se face trecerea de la sistemul de calibrare clasic la sistemul desfăşurat. În acest calibru aripa mică ce rezultă din partea închisă a calibrului de la caja 9 este îndoită spre exterior pentru ca în caja 12 să poată deveni orizontală.

Determinarea dimensiunilor calibrelor a fost făcută cu ajutorul unei metode proprii.

Una din cele mai dificile probleme a fost îndoirea flanşelor în calibrul de la caja 11. Iniţial s-a prevăzut o curbare mai bruscă fapt care a dus la refularea metalului din înălţimea flanşei şi la suprapuneri la baza flanşei. În urma probei de laminare s-a modificat forma inferioară a calibrului, dîndu-se o trecere mai lină, ceea ce a înlăturat atît refularea metalului, cît şi formarea suprapunerilor.

Pentru a se putea trece de la aripi deschise la aripi închise s-a impus utilizarea unei înclinări mai mici de 2 % la calibrul de la caja 9.

A doua problemă dificilă de rezolvat a fost adoptarea formei calibrului de spintecare, prin faptul că înălţimea lui este mare în comparaţie cu lăţimea. Din cauza lăţimii mici a inimii, pana de spintecare superioară, în cazul utilizării unui calibru cu o singură înclinare, ar fi fost prea ascuţită şi înaltă. Din acest motiv s-a adoptat forma de calibru cu două înclinări (5 %, pentru aripa închisă şi inimă, şi 15 %, pentru aripa deschisă). Pentru a se putea ajunge la înclinarea de 2 % din calibrul cajei 9 s-a dat calibrului din caja 8 o singură înclinare de 10 %.

După cum s-a văzut reducerile pe treceri sînt mici din cauza semifabricatului utilizat (pătrat 120 × 120 mm), secţiune impusă de forma calibrului de spintecare. Utilizarea unor lungiri mai mari ar fi însemnat folosirea unei secţiuni de semifabricat mai mare, fapt care ar fi dus la o reducere foarte mare în caja 2, pentru a se reduce lăţimea secţiunii pînă la 60 mm, cît este necesar în calibrul de prespintecare.

Cu toate că valorile reale ale coeficienţilor de lungire sînt mai mici decît cele indicate în literatura de specialitate pentru profile fasonate totuşi încărcările motoarelor de acţionare înregistrate la proba de laminare (tabela 3) sînt relativ mari din cauza frecărilor din calibre.

Tabela 3

Caja	Curentul înregistrat la probă A
1	200
2	800
3	600
5	900
8	700
9	1 000
11	700
12	1 050
14	600

Secţiunea optimă de semifabricat pentru acest profil este de formă dreptunghiulară, de 140 × 100 mm. Utilizarea acestei secţiuni ar duce pe de o parte la descărcarea cajei 2, iar pe de altă parte, la controlul mai bun al aripilor în calibrul de prespintecare. Aceasta ar însemna introducerea în sortimentul laminorului de semifabricate a încă o dimensiune, pentru care în situaţia actuală, nefiind solicitată de nici un beneficiar, nu există calibrare. Ca urmare profilul se laminează din ţagla pătrată de 120 × × 120 × 7 000 mm, iar secţiunea priză ce se introduce în calibrul de spintecare are dimensiunile 100 × 63 mm.

Viteza de laminare de 5 m/s la caja 14 s-a adoptat ţinîndu-se seamă de reducerile de sec-

Priza : ⊠ 120 x 120 x 7 000

Nr cajei	Dimensiuni mm	Calibrul	Secţiunea mm^2	Lungimea m	Diametrul de lucru, mm	Viteza m/s	n. cilindri rot/min	$i = \frac{\text{n. motor}}{\text{n. cilindri}}$	n. motor rot/min	Saltul mm	Diametrul nominal, mm
	120x120		14258	7,00							
1	105x123	tăblie	12900	7,73	600,0	0,609	19,38	13,946	270	105	600
2v	120 x 60	M-2 G.V.	6720	14,85	544,0	1,169	41,04	11,996	492	5	600
3	100 x 62	M-3a G.V.	5240	19,04	515,5	1,500	55,57	10,689	594	8	600
4	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5	23x79/62	M-5 G.V.	4070	24,52	518,5	1,719	63,32	6,615	419	5,5	570
6v	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
7	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
8	19x75,6/64	M-8 G.V.	3500	28,51	523,7	2,000	72,94	4,000	292	5,5	570
9	16x68/65,5	M-9 G.V.	2970	33,60	406,3	3,905	183,57	2,767	508	5,5	450
10v	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
11	14,5/64,5x96/61,6	M-11b G.V.	2780	35,89	421,0	4,172	189,27	2,522	477	4,5	450
12	13/63x94/63,6	M-12 G.V.	2430	41,06	424,0	4,773	215,01	1,889	406	4,5	450
13v	13/63x93,7	M-13 G.V.	2400	41,58	420,0	4,833	219,78	1,652	363	68	450
14	12/58,6x95,6/64,8	M-14 G.V.	2320	43,00	425,7	5,000	224,30	1,653	371	4,5	450

Fig. 5. Schema de laminare.

ţiune pe treceri în comparaţie cu un alt profil fasonat similar ce se lamineză pe acest laminor.

Armătura cilindrilor cuprinde : dălţi de ghidare superioare şi inferioare comune pentru inimă şi aripi, ghidajul superior fiind format din două bucăţi. Ca exemplu în figura 6 este reprezentată montarea armăturii la calibrul de spintecare.

După ieşirea din caja 14 barele sînt transportate pe paturile de răcire iar după răcire sînt debitate la foarfece.

După răcire şi debitare nu se face o îndreptare suplimentară a profilului deoarece curbarea de contracţie este neglijabilă şi nu influenţează calitatea finală a profilului, avînd în vedere lungimea mică a grinzilor gata confecţionate.

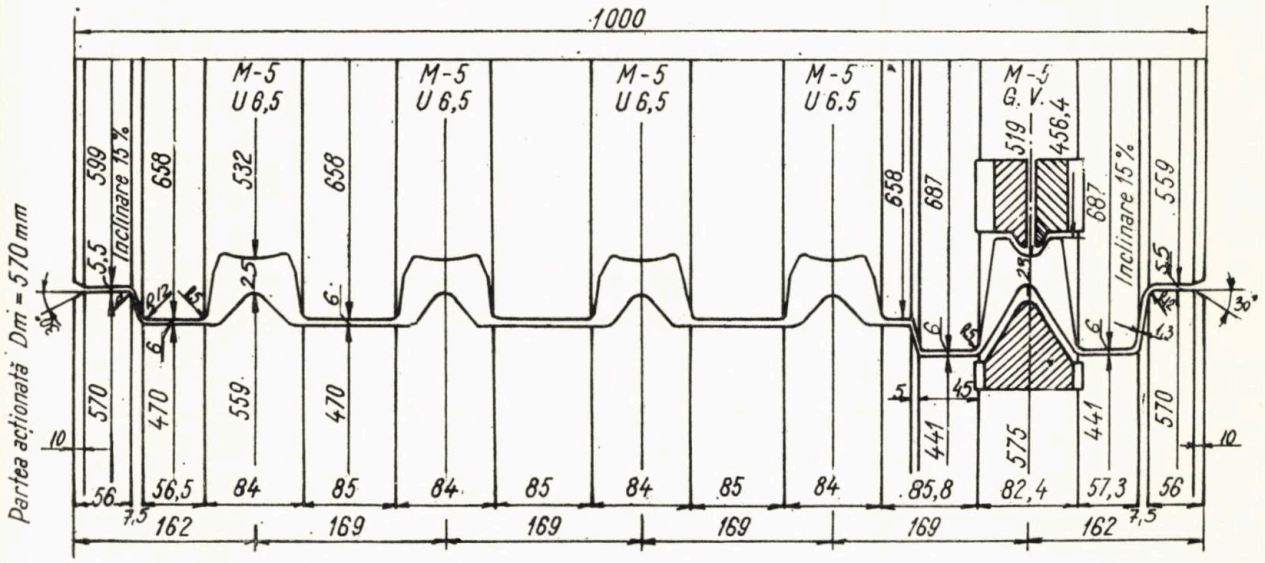


Fig. 6. Schema de amplasare a armăturii.

În timpul laminării de probă profilul s-a obţinut în limita abaterilor admise însă cu valoarea minimă pentru lăţime, fapt pentru care s-a procedat la îngroşarea flanşelor calibrului de la caja 11 astfel încît la caja 12 să se producă o lăţire forţată. Ca urmare lăţimea a crescut spre valoarea nominală.

Laminarea a scos în evidenţă o bună stabilitate a barei în calibre.

Asimilarea acestui profil pentru prima dată la noi în ţară, avînd în vedere gradul său de complexitate, contribuie la diversificarea producţiei de laminate.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Prospectul firmei Rheinstahl.*

[2] Bahtinov B.P. şi Sternov M.M. *Calibrarea cilindrilor de laminare.* Moscova, 1953.

Ing. V. Lupa
Combinatul siderurgic — Hunedoara

Calibrarea și laminarea profilului special pentru brăzdar de plug

CZ 621.771.26

Diversificarea produselor industriei constructoare de mașini a impus asimilarea unei serii de noi profile fasonate de formă simplă și de formă specială, necesare construcției de mașini pentru diverse sectoare de producție. La Combinatul siderurgic—Hunedoara au fost asimilate profile pentru șenilă de tractor, profilul „Sigma" pentru transportorul minier, profile pentru armarea galeriilor de mină, profilul periodic pentru brăzdar de plug etc.

Profilele fasonate de formă specială se asimilează relativ rar din care cauză principiile și metodele de proiectare a tehnologiilor de fabricație în general nu sînt tratate în literatura de specialitate, motiv pentru care proiectarea se face prin adaptarea acestor principii și metode în funcție de condițiile impuse de forma profilului.

Profilele speciale destinate confecționării brăzdarelor de plug, conform GOST 12492—67, în funcție de mărime și gradul de complexitate se împart în două grupe, și anume: în profile simple și profile periodice.

Profilele simple (fig. 1) au lățimea cuprinsă între 105 și 122 mm și secțiunea constantă pe

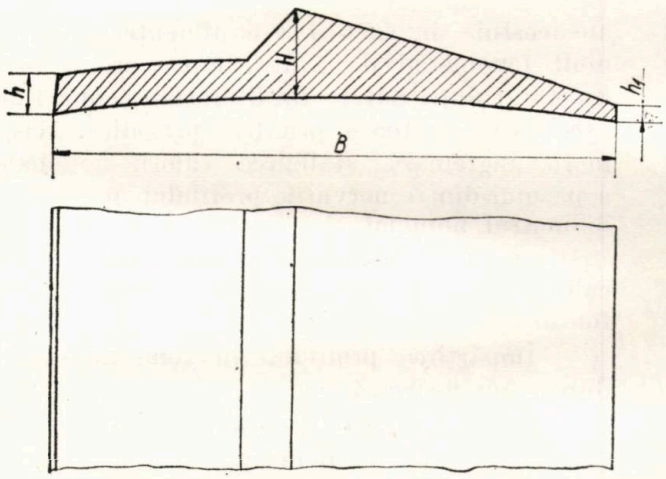


Fig. 1. Profil simplu pentru brăzdare.

lungime astfel încît se obțin ușor prin laminare atît în ce privește prelucrarea cilindrilor de lucru, cît și laminarea propriu-zisă.

Profilele periodice (fig. 2) au o lățime de 149 mm și secțiunea variabilă atît în direcție transversală, cît și în direcție longitudinală. Aceste profile prezintă periodic niște îngroșări locale (nervuri) pe fața neactivă a brăzdarului. Prin aplicarea acestor nervuri s-a mărit rezistența părții frontale existînd și posibilitatea de recondiționare prin forjare după uzarea muchiei tăietoare cu reducerea greutății profilului.

Brăzdarul propriu-zis este piesa ce rezultă după decuparea porțiunilor hașurate evidențiate în figura 2. După mărimea plugului și condițiile impuse de sol, brăzdarele se execută la lungimi de: 495; 570; 620; 680 mm. Plugurile construite la noi în țară atît pentru sectorul agricol intern, cît și pentru export, folosesc brăzdarul cu lungimea de 495 mm.

Pînă la prima probă de laminare acest profil se importa integral deoarece obținerea lui prin matrițare ducea la un consum mare de metal. Ținînd cont de masa lui acest profil se încadrează în sortimentul laminorului de profile mijlocii dar din cauza asimetriei totale a formei, la C.S.H. a trebuit să se asimileze la laminorul de profile grele de 650 mm care are amplasarea liniară a cajelor. În ce privește calibrarea acestui profil o problemă importantă a fost adoptarea soluției de dimensionare a calibrelor prefinisor și finisor, datorită secțiunii longitudinale variabile a calibrului finisor și a secțiunii longitudinale constante a calibrului prefinisor.

Calibrarea și laminarea acestui profil s-au făcut ținîndu-se seamă de forma și dimensiunile indicate de GOST 8531—57 (fig. 2 și 3).

Problemele dificile la proiectare au fost:

— Pentru asigurarea umplerii nervurii profilului este necesară o anumită reducere în punctul de grosime maximă a nervurii. Acest lucru duce însă la utilizarea unei reduceri foarte mari în porțiunile dintre nervuri, pe de o parte, iar pe de alta determină o reducere neuniformă atît în direcția transversală, cît și în direcția longitudinală a calibrului finisor.

— Datorită neuniformității pronunțate a reducerii pe lungimea barei, avansul și lățirea sînt și ele neuniforme și greu de determinat.

— Datorită înclinării feței frontale a nervurii față de axa profilului (aprox. 36°), în timpul laminării bara are o puternică tendință de deplasare laterală. Pentru a împiedica această deplasare s-a practicat o degajare pe profilul finit, fapt care a dus la o îmbunătățire substanțială a stabilității barei în calibru și, într-o mică măsură, la micșorarea masei profilului.

— Datorită reducerilor foarte neuniforme, periodice pe lungimea profilului, diferența dintre lungimi este și ea foarte mare, lucru care poate

duce la ruperea profilului în anumite porțiuni (fig. 4).

— Prin faptul că în porțiunea de profil în care este amplasată nervura reducerile din părțile marginale sînt mult mai mari decît zonei I a profilului această lățire forțată produce însă, în mod inevitabil, o bavură pe partea activă a profilului.

— Nervurile periodice ale profilului, precum și lungirea neuniformă a diverselor porțiuni

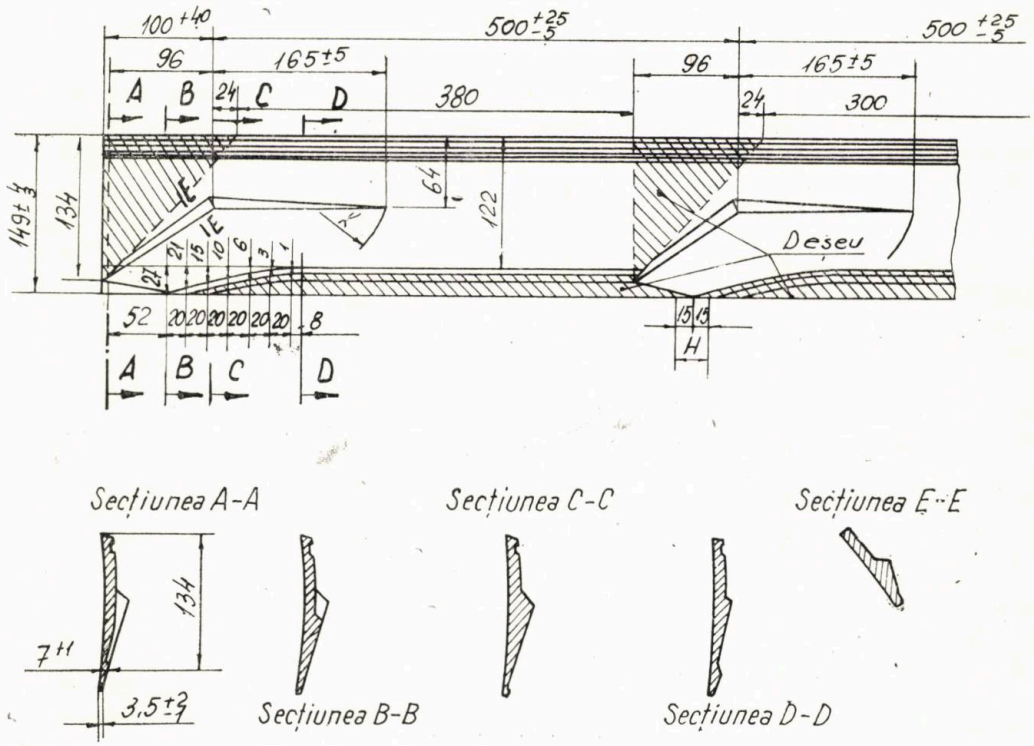


Fig. 2. Profil special pentru brăzdare (dimensiuni și abateri).

în zona nervurii, are loc o lățire forțată, în special în zona III a profilului (fig. 5). Acest lucru nu influențează calitatea finală a muchiei

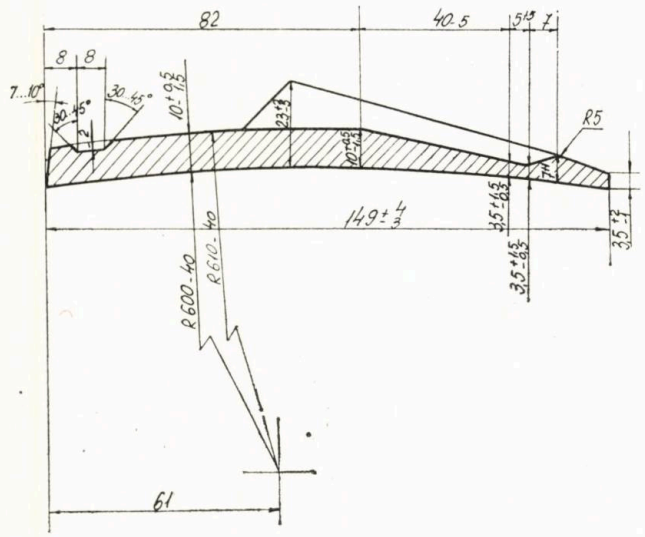


Fig. 3. Profil special pentru brăzdare (dimensiuni și abateri).

tăietoare (zona III, fig. 5) deoarece după decuparea profilului aceste porțiuni se elimină sub formă de deșeu. În porțiunea corespunzătoare ale acestuia sînt factori care influențează foarte mult fenomenul de avans, fapt care a fost constatat după datele din literatura tehnică de specialitate la toate profilele periodice. Acest lucru îngreuiază stabilirea valorii nominale a pasului dintre nervurile profilului, precum și diametrul nominal al cilindrilor.

Dintre principiile și metodele utilizate la calibrarea profilelor fasonate simple s-au folosit :

– Împărțirea profilului în zone de calcul după cum urmează :

zona I — partea dreptunghiulară ;
zona II — trapezul mic ;
zona III — trapezul mare (fig. 5).

Este de remarcat faptul că în acest caz zonele II și III de calcul nu reprezintă porțiuni ale profilului care să aibă o deformare uniformă pe toată lățimea lor, ci zone care se deformează neuniform, grosimea lor variind pe contur.

— Neuniformitatea deformației pe lățimea laminatului are cele mai mari valori la primele treceri, iar deformarea neuniformă duce la valori relativ mici ale tensiunilor interne.

Dimensionarea calibrului finisor s-a făcut în două etape :

— S-au calculat dimensiunile unui șablon pentru prelucrarea preliminară a calibrului prin treceri la caja I trio, trei treceri la caja II trio și o trecere la caja III.

Ținînd seamă de lungimea maximă a barei finite, secțiunea, lungimea optimă a blumului

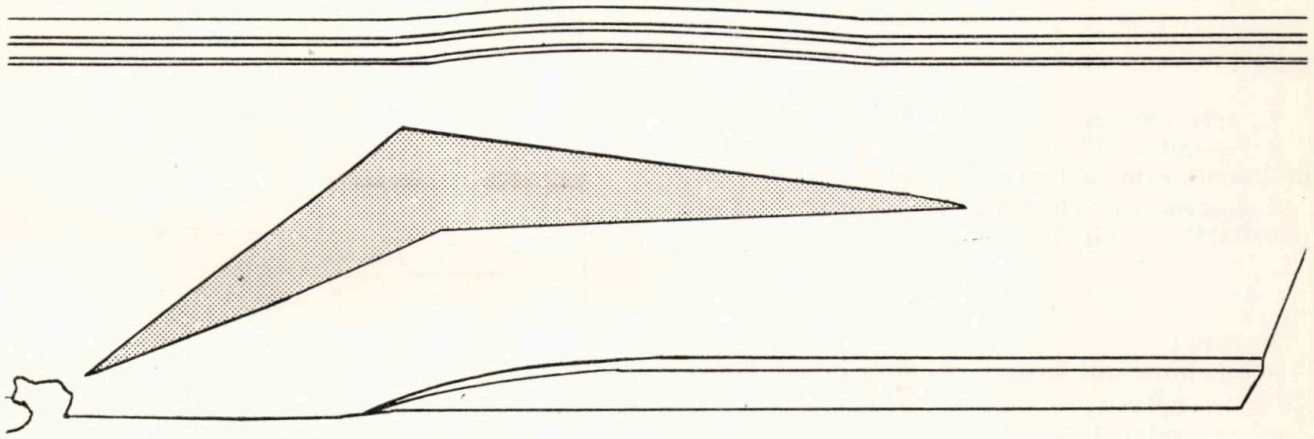


Fig. 4. Ruperea profilului din cauza lungirilor neuniforme.

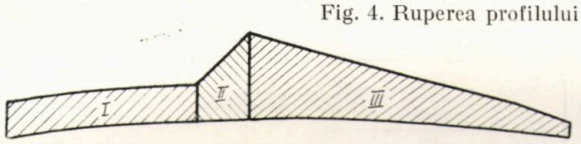


Fig. 5. Împărțirea secțiunii în zone de calcul : *I* — partea dreptunghiulară ; *II* — trapezul mic ; *III* — trapezul mare.

strunjire pe toată circumferința cilindrului (fig. 6).

— S-a împărțit zona întregii nervuri în 12 secțiuni transversale (fig. 7), iar pentru fiecare secțiune s-au calculat dimensiunile șablonului calibrului. Această împărțire a fost necesară din motive tehnologice de prelucrare a cilindrilor.

Asigurarea unei productivități maxime de laminare a dus la adoptarea următoarei scheme de laminare : cinci treceri la caja degrosisoare și șapte treceri la trenul finisor, din care trei

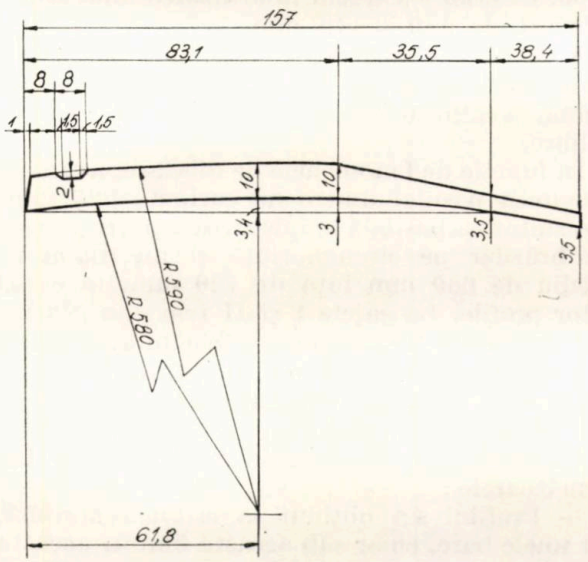


Fig. 6. Șablonul calibrului finisor pentru prelucrarea preliminară.

necesar și de alți parametri ai liniei de laminare s-a adoptat un coeficient mediu de lungire între calibrul 1 și calibrul 6, de 1,358. Valorile

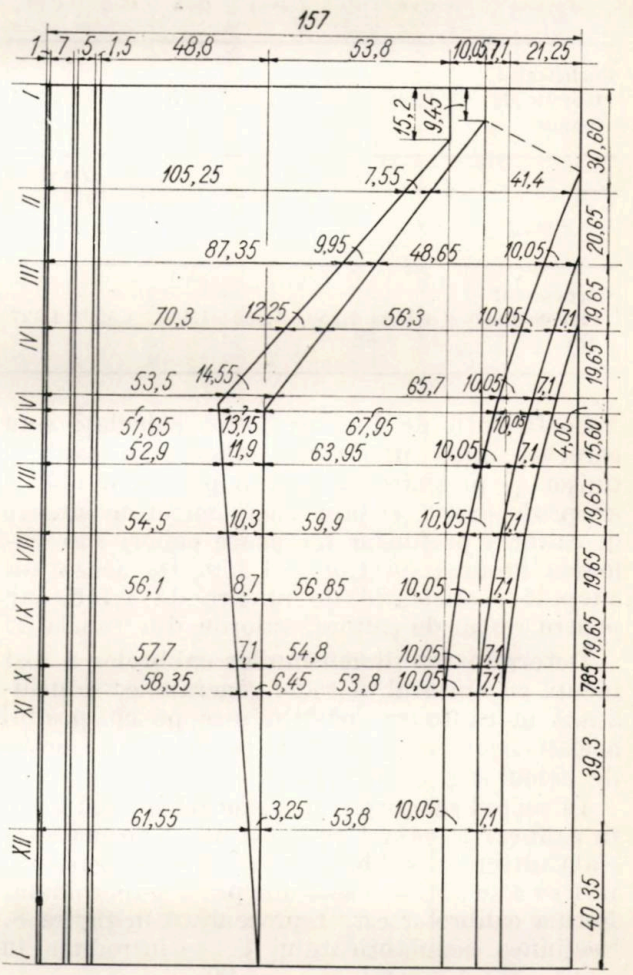


Fig. 7. Fixarea pozițiilor de lucru ale șabloanelor pentru prelucrarea de finisare.

coeficienţilor de lungire pe treceri variază după o progresie aritmetică cu relaţia :

$$r = \frac{\lambda_m - 1}{n} = \frac{1{,}358-1}{3} = 0{,}119,$$

unde :

λ_m este coeficientul mediu de lungire ;
n — numărul trecerii pentru care coeficientul de lungire este egal cu coeficientul mediu.

Valoarea coeficienţilor pe treceri a fost calculată cu relaţia :

$$\lambda_n = 1 + nr,$$

în care :
n este numărul trecerii (în sens invers laminării) ;
r — raţia progresiei.

Astfel au fost obţinuţi coeficienţii teoretici de lungire prezentaţi în tabelele 1 şi 2.

Tabela 1

Calibrul	C–6	C–5	C–4	C–3	C–2	C–1
Coeficientul teoretic de lungire	1,119	1,238	1,357	1,476	1,595	1,714

Tabela 2

Calibrul	C–6	C–5	C–4	C–3	C–2	C–1
Coeficientul real de lungire	1,150	1,250	1,350	1,450	1,550	1,427

Coeficienţii de lungire astfel calculaţi s-au corectat după precizarea lungirii în calibrul finisor şi prefinisor deoarece pentru a obţine un profil drept şi stabil coeficientul de lungire în calibrul prefinisor nu poate coborî sub valoarea minimă de 1,08 — 1,150. De aceea s-a adoptat coeficientul de lungire de 1,150, iar pentru restul de calibre, valorile din tabela 2.

Determinarea dimensiunilor calibrelor a fost făcută cu ajutorul metodei generale, ce se utilizează în calibrare, păstrîndu-se pe cît posibil aceiaşi coeficienţi de lungire în toate zonele de calcul ale calibrului.

În scopul micşorării neuniformităţii reducerii în calibrul 1 (caja I trio) s-a dat o formă specială ultimului calibru de la caja degrosisoare, pentru a se obţine o secţiune priză trapezoidală. Forma calibrelor este reprezentată în figura 8. Secţiunea semifabricatului ce se introduce în calibrul 1 are dimensiunile : $\frac{90}{80} \times 120$ mm şi se introduce în poziţie „culcat" cu baza mare spre zona I a profilului.

Iniţial profilul s-a laminat din blum de 160 × × 160 mm cu masa de aproximativ 500 kg, din oţel carbon de calitate OLC 55, STAS–880 din

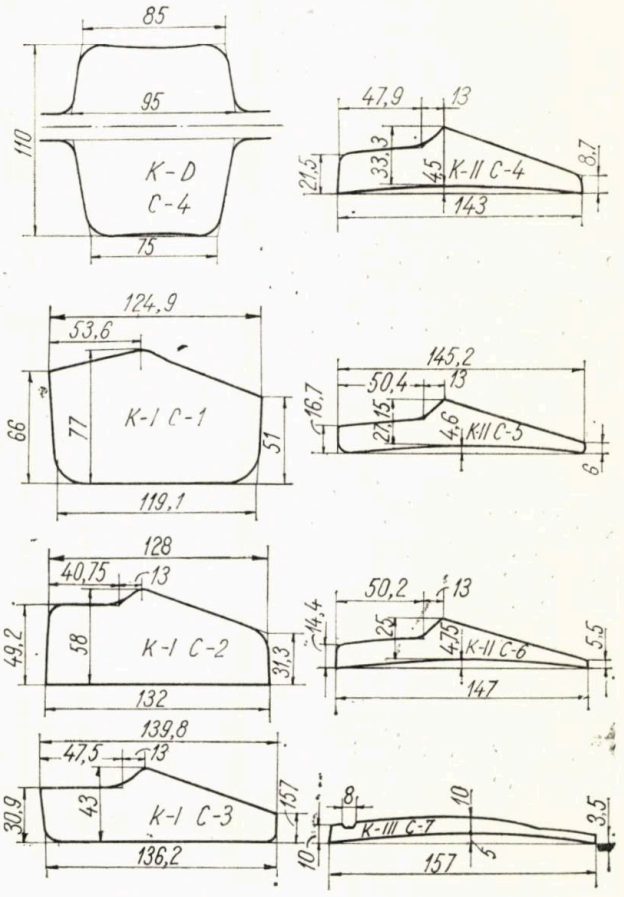


Fig. 8. Forma şi dimensiunile calibrelor.

1966. Ulterior s-a trecut la utilizarea unui semifabricat de 140 × 140 mm.

Amplasarea calibrelor pe cilindri s-a făcut astfel încît să existe o presiune superioară de 6 mm, la calibrul finisor, şi de 8 mm, la celelalte calibre.

În funcţie de fenomenele de dilatare, avans şi lungimea pasului dintre nervuri, de 525 mm, a rezultat ca posibilă amplasarea a patru bucăţi de brăzdar pe circumferinţă şi un diametru mediu de 660 mm faţă de 720 mm, în cazul altor profile. La cajele I şi II trio s-au păstrat aceleaşi diametre, respectiv 680 mm.

Armătura cilindrilor pentru profilul brăzdar cuprinde dălţi de ghidare superioare şi inferioare, fălci de ghidare la intrare şi la ieşire.

La prima probă de laminare s-au constatat următoarele :

— Profilul s-a obţinut la lăţimea minimă, iar unele bare, chiar sub această limită, aceasta ca urmare a precauţiilor luate pentru evitarea formării bavurilor.

— Nervura profilului prezenta o ușoară neumplere în special la barele laminate cu temperatură mai scăzută, fapt care însă nu scotea profilul din limita abaterilor admise.

— Unele bare care aveau temperatură mai scăzută ieșeau cu rupturi din calibrul finisor în vecinătatea vîrfului muchiei tăietoare (fig. 4). Aceasta din cauza că în acea zonă a barei tensiunile de deformare datorite diferențelor de lungiri depășeau rezistența de rupere a metalului din zona marginală în care acționa o puternică tensiune de întindere.

— Unele bare care aveau temperatură mai scăzută depășeau limita superioară la cota de 3,5 mm pe lungimea muchiei tăietoare. Cauza o constituie deformarea elastică a cilindrilor, uzura rapidă a calibrului finisor.

— În porțiunea nervurii profilului barele prezentau bavură în zona I a profilului pe fața activă a brăzdarului. După cum s-a mai arătat formarea acestei bavuri nu poate fi evitată, ci numai diminuată. În GOST 8531—57 se admite ca această bavură să nu depășească grosimea de 2 mm și înălțimea de 3 mm. Bavura ce s-a format pe bare nu depășea aceste limite.

— Pasul dintre nervurile profilului avea valori diferite de la bară la bară în limite foarte largi, în funcție de temperatură.

— Uzura calibrului finisor era foarte intensă în special la mijlocul calibrului și în dreptul cotei de 3,5 mm, din care cauză cantitatea de profil laminată pe un calibru nu depășea 50 t.

— Temperatura barei scădea repede, în special în zona corespunzătoare muchiei tăietoare a profilului.

În urma celor constatate la proba de laminare s-au efectuat corecturile necesare asupra calibrelor. Modificările mai esențiale au constat în mărirea lățimii lor și îngroșarea porțiunii corespunzătoare muchiei tăietoare. De asemenea, pentru a micșora durata ciclului de laminare la caja degrosisoare s-a trecut de la secțiunea de 160 × 160 mm la 140 × 140 mm de aceeași masă. În felul acesta vatra cuptorului cu propulsie este utilizată mai bine iar, pe de altă parte, numărul de treceri de la caja degrosisoare s-a micșorat de la 5 la 3. Temperatura de sfîrșit de laminare a crescut, ceea ce a dus la îmbunătățirea condițiilor de deformare și la micșorarea uzurii calibrelor.

Pentru a se evita obținerea de bare cu pasul între nervuri peste limita maximă s-a micșorat diametrul mediu al cilindrilor cajei finisoare de la 660 la 639 m .

În urma modificărilor efectuate profilul s-a obținut în limitele abaterilor admise.

Față de profilele fasonate simple, în cazul brăzdarului, consumul de cilindri este mai mare din următoarele cauze :

— Reduceri mari și neuniforme care provoacă uzura avansată a calibrelor.

— Cîmpul de toleranțe la pasul nervurilor fiind de numai 30 mm, cilindrii ajung la diametrul minim după numai patru restrunjiri în loc de circa opt cîte se pot efectua în cazul profilelor fasonate simple, la aceeași cantitate restrunjită din diametru.

Datorită faptului că forma profilului este deosebit de complexă, ceea ce determină utilizarea unor reduceri foarte neuniforme, laminarea lui pune probleme deosebite.

Asimilarea acestui profil în R.S. România a dus la diminuarea importurilor, asigurînd aprovizionări ritmice a întreprinderilor constructoare de mașini agricole, cu profile pentru brăzdar de plug.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bahtinov B.P. și Sternov M.M. *Calibrarea cilindrilor de laminare.* Moscova, 1953.

[2] Litovcenko N.V., Diomidov B.B. și Kurdiumova V.A. *Calibrarea cilindrilor laminoarelor de profile.* Moscova, 1963.

Îmbunătățiri aduse instalației de automatizare complexă a laminorului bluming 1 300 mm

Ing. Z. Horvath și ing. D. Braisch
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 621.771.22 – 52 : 65.011.56

Laminorul bluming 1 300 mm de la Combinatul siderurgic — Hunedoara a intrat în funcțiune în anul 1968, fiind proiectat pentru o producție anuală de 3 000 000 t.

Pe lîngă faptul că acționările electrice principale de curent continuu și auxiliare sînt realizate cu instalații de redresare echipate exclusiv cu tiristori, laminorul este înzestrat și cu o instalație de automatizare complexă, care a fost astfel concepută încît să poată fi integrată ușor într-un sistem de conducere a producției, organizat la un nivel ierarhic superior care să cuprindă o sferă de activitate mai mare.

Instalația de automatizare complexă (fig. 1) proiectată realizează următoarele funcțiuni:

— comanda program a procesului de laminare;

— urmărirea în timp real a materialului pe flux, culegerea unor informații din proces și înregistrarea lor centralizate pentru fiecare lingou.

— circuite de prelucrare inițială a datelor (SIMATIC);

— circuite de comandă și reglaj analogic;

— elemente traductoare.

Calculatorul de proces. Calculatorul utilizat este calculatorul P 302 al sistemului SIEMENS 300 care are următoarea structură:

Unitatea centrală compusă din:

— dispozitivul de comandă, cu 23 de instrucțiuni cablate;

— dispozitivul aritmetic cu un singur acumulator;

— memorie pe ferite cu o capacitate de 16 K și un ciclu de memorie de 1,5 s;

— canalul de intrare-ieșire cu un dispozitiv de comandă prioritar și conexiuni standard pentru maximum 5 elemente externe. El are viteza de transmitere a informației de 167 000 semne/s (1 semn = 6 biți).

Cuvîntul de informație este format din patru semne (24 biți).

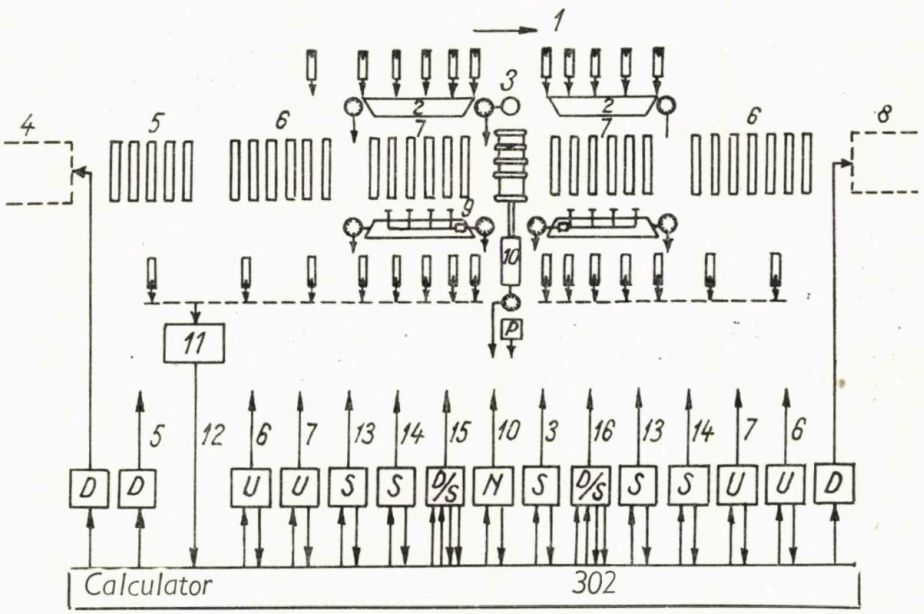


Fig. 1. Structura sistemului de automatizare complexă:

1 — fotocelule; *2* — manipulator; *3* — poziționare cilindri; *4* — cale cu role de transport de alimentare; *5* — role de accelerare înainte de caje; *6* — role de lucru în prelungire; *7* — role de lucru; *8* — role de transport evacuare; *9* — răsturnător; *10* — acționare principală; *11* — registru de deplasare; *12* — intrare de alarmă de la registrul de deplasare; *13* — comanda manipulatoarelor stînga; *14* — comanda manipulatoarelor dreapta *15* — răsturnător față; *16* — răsturnător spate; *7* — traductor de presiune.

Descrierea structurii instalației

Din punct de vedere funcțional instalația se poate subdiviza în următoarele elemente structurale (fig. 2):

— calculator de proces;

La canalul de intrare-ieșire sînt legate patru elemente externe:

— elementul de deservire BBS (mașină de scris cu viteză de 10 semne/s);

— stația de bandă perforată LSK cu un cititor optic cu o viteză de citire de 400 semne/s

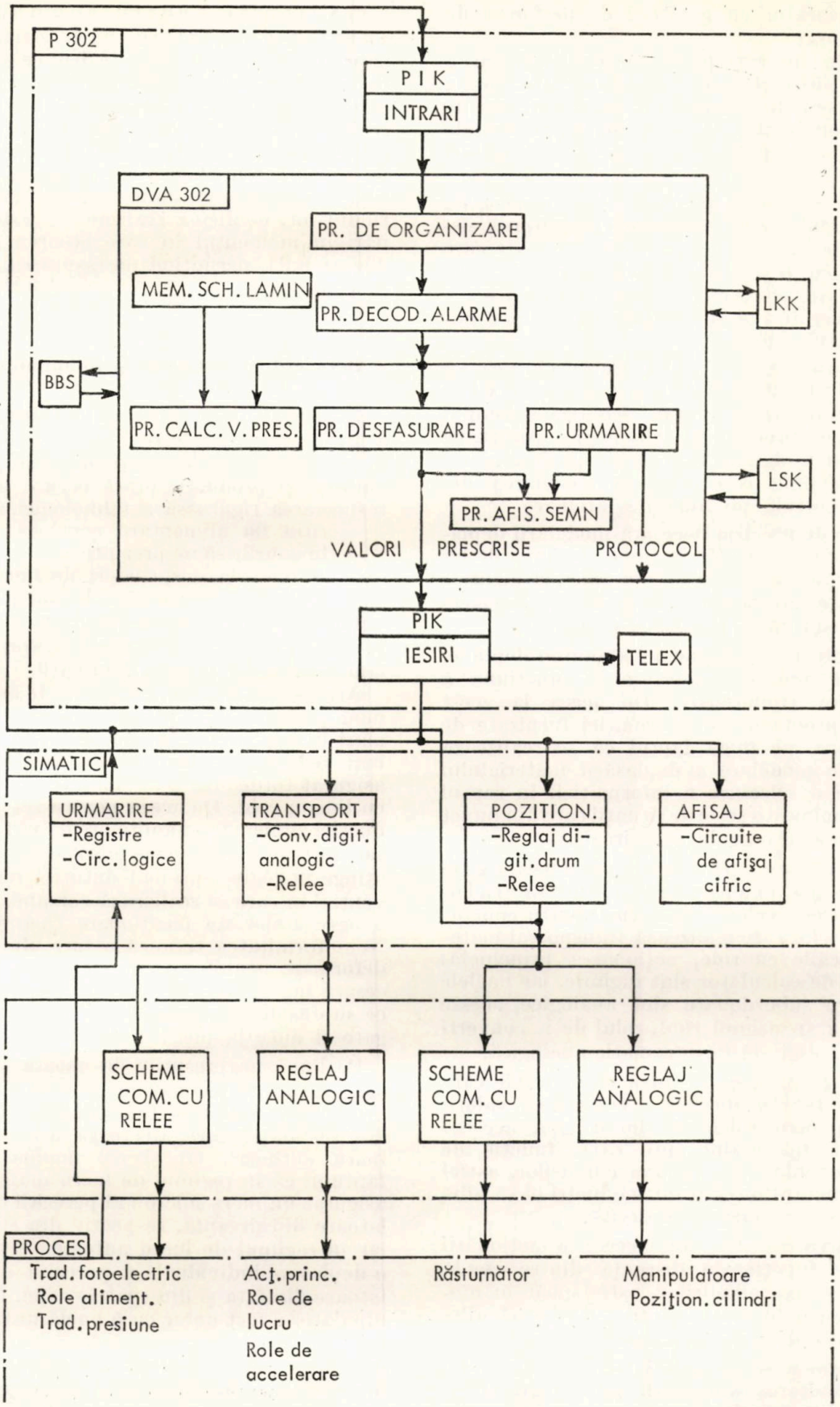


Fig. 2. Structura instalaţiei.

și un perforator cu o viteză de perforare de 100 semne/s;

— stația de cartele perforate LKK cu o viteză de citire și perforare de 10 cartele/min;

— element de proces PIK cu 200 intrări de alarmă, 300 intrări digitale, 400 ieșiri digitale (organizate în cuvinte de 24 biți) și 12 intrări analogice.

Circuite de prelucrare inițială a informației. Aceste circuite sînt realizate cu ajutorul sistemului de circuite logice SIMATIC, cu care se modelează o serie de funcții logice, registre, numărătoare, convertoare digital analogice.

Din punct de vedere funcțional ele se pot împărți în trei grupe:

a) Circuite cu care se realizează funcția de urmărire a materialului pe linia de laminare. Deoarece în timpul desfășurării procesului tehnologic comenzile agregatelor se dau în funcție de poziția materialului pe linie este necesară modelarea deplasării acestuia pe linia de laminare.

Funcție de precizia necesară modelării deplasării lingourilor în diferite zone ale liniei de laminare se plasează, în aceste zone, elementele traductoare de poziție (traductoare fotoelectrice) într-un anumit mod și număr.

Siguranța în funcțiune a sistemului depinde, în primul rînd, de siguranța în funcțiune a elementelor traductoare. De aceea la acest nivel de prelucrare a informației furnizate de traductoare, pe lîngă faptul că se realizează funcția de modelare a deplasării materialului se face și o selectare a informației, în sensul că sînt eliminate o serie de situații care din punct de vedere al procesului sînt ireale.

b) Circuite pentru comanda agregatelor de transport al materialului. Deoarece valorile prescrise pentru comanda agregatelor care realizează transportul materialului (căile cu role, acționarea principală) furnizate de calculator sînt digitale, iar buclele de reglare subordonate sînt analogice, aceste circuite au, în primul rînd, rolul de a converti informația digitală în informația analogică.

Tot în grupa aceasta intră și circuitele care realizează funcții speciale — corectarea valorii turației pentru rolele de lucru cînd acestea transportă materialul spre cajă, funcție de poziția lingoului față de axa cilindrilor, astfel ca în momentul intrării între cilindri el să aibă exact viteza de intrare prescrisă.

Corectarea turației de trecere a acționării principale funcție de distanța dintre coada lingoului și axa cilindrilor, astfel încît în momentul ieșirii lingoului dintre cilindri să aibă exact viteza de ieșire prescrisă.

Prin aceasta se realizează timpi de reversări minime, evitarea alunecării între material și rolă, care ar duce la uzarea accentuată a rolelor.

c) Circuite pentru comanda agregatelor de poziționare. Această grupă cuprinde buclele de reglaj de drum ale celor două perechi de manipulatoare din fața și din spatele cajei și a poziționării cilindrilor. Aceste bucle de reglaj primesc valorile prescrise de la calculator, care le determină în funcție de parametrii impuși de schema tehnologică de laminare, respectiv funcție de dimensiunile laminatului. Ele, la rîndul lor, confirmă realizarea acestei poziționări în momentul în care eroarea de poziție devine nulă, permițînd desfășurarea procesului în continuare.

Deficiențele sistemului și îmbunătățirile aduse

Experiența dobîndită în exploatarea instalației a arătat că se poate realiza comanda program a procesului de laminare în condițiile de siguranță și producție orară cerute numai prin respectarea riguroasă a tehnologiei, și anume:

— ritm de alimentare constant;

— lingourile să nu prezinte defecte de turnare care să ducă la desprinderi de bucăți;

— încălzirea lingourilor la temperatura de laminare fără gradiente mari de temperatură în masa acestora, care duc la deformarea axei laminatului în timpul laminării.

Aceste condiții nu au putut fi asigurate în mod permanent, fapt ce a produs dificultăți mari în exploatare. Astfel, datorită capacității mai reduse a subsecției de încălzire nu s-a asigurat totdeauna o alimentare ritmică a cajei cu lingou cald. De aceea pentru realizarea producției zilnice, în anumite ore de vîrf, este necesar un ritm de laminare mărit care nu se poate atinge în regim automat datorită modului secvențial în care se realizează comanda automată a agregatelor de poziționare (manipulatoare). Neuniformitatea termică a lingoului duce la o deformare neuniformă a laminatului, fiind necesară îndreptarea lui cu manipulatoarele, ceea ce suprasolicită mecanic și electric aceste agregate și duce la pierderi de timpi substanțiali.

Pe lîngă neajunsurile de natură tehnologică sau organizatorice s-au manifestat și deficiențe privind siguranța în funcționare a unor părți din instalație care afectează atît regimul de lucru automat, cît și cel manual. Datorită faptului că în regimul de lucru manual trebuie asigurat un mers sincron al perechii de manipulatoare din dreapta, respectiv din stînga cajei, iar în regimul de lucru automat este necesară o deplasare individuală a perechii de manipulatoare din fața și din spatele cajei, fiecare manipulator a fost dotat cu o buclă de reglare digitală a poziției. Orice defecțiune la această instalație putea să ducă la avarierea gravă a manipulatoarelor, fapt ce a determinat necesitatea realizării unui dispozitiv de supraveghere continuă a poziției relative a acestor agregate.

O altă serie de deficienţe era generată în principal de faptul că agregatele de transport comandate automat au fost exclusiv cele din zona cajei. Astfel, calea cu role de alimentare a cajei, rolele de evacuare a blumurilor de la foarfece şi cele două cîntare se comandau manual, existînd posibilitatea să apară situaţii necontrolabile prin elementele traductoare de poziţie, care conduceau la perturbaţii în funcţionarea sistemului de urmărire în timp real al materialului pe flux. Pentru remedierea acestor deficienţe s-au realizat o serie de modificări

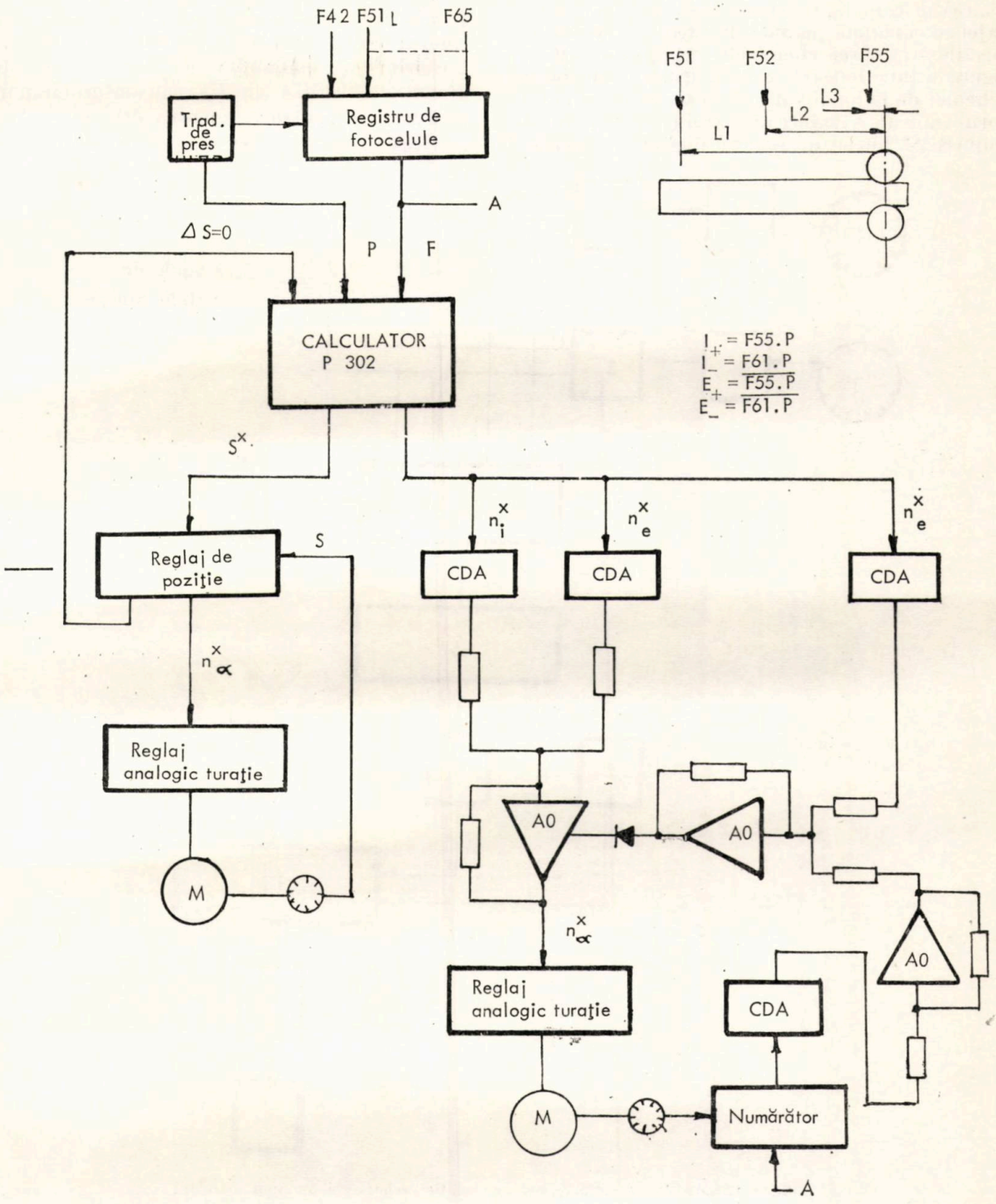


Fig. 3. Schema bloc. Comanda semiautomată a cajei BL 1 300 mm.

în instalaţie care să permită funcţionarea în regim de lucru semiautomat, supravegherea poziţiei manipulatoarelor şi transportul automat al materialului pe flux.

Regimul de lucru SEMIAUTOMAT. În acest regim de lucru comanda program se realizează numai la poziţionarea cilindrilor şi acţionarea principală. Celelalte mecanisme din zona cajei se comandă manual de către un operator. Instalaţia, a cărei schemă bloc este prezentată în figura 3, funcţionează în felul următor : pe baza schemei de laminare aleasă de operator calculatorul transmite înaintea fiecărei treceri valoarea impusă S^* buclei de reglare digitală a poziţiei mecanismului de poziţionare a cilindrilor, care confirmă prin semnalul $S = 0$ calculatorului executarea acestei comenzi. La primirea acestui semnal calculatorul transmite acţionării principale simultan valoarea impusă pentru turaţia de prindere n^*, turaţia de trecere n_t^* şi turaţia de ieşire n_e^* iar trecerea de la o treaptă de turaţie la alta se face funcţie de semnalele de intrare $I+$ şi $I-$ a lingoului între cilindrii şi de conţinutul numărătorului drumului de frînare. La primirea semnalului de ieşire a lingoului dintre cilindrii $E+$ sau $E-$ calculatorul impune turaţia zero pentru acţionarea principală după care se repetă procesul pentru următoarea

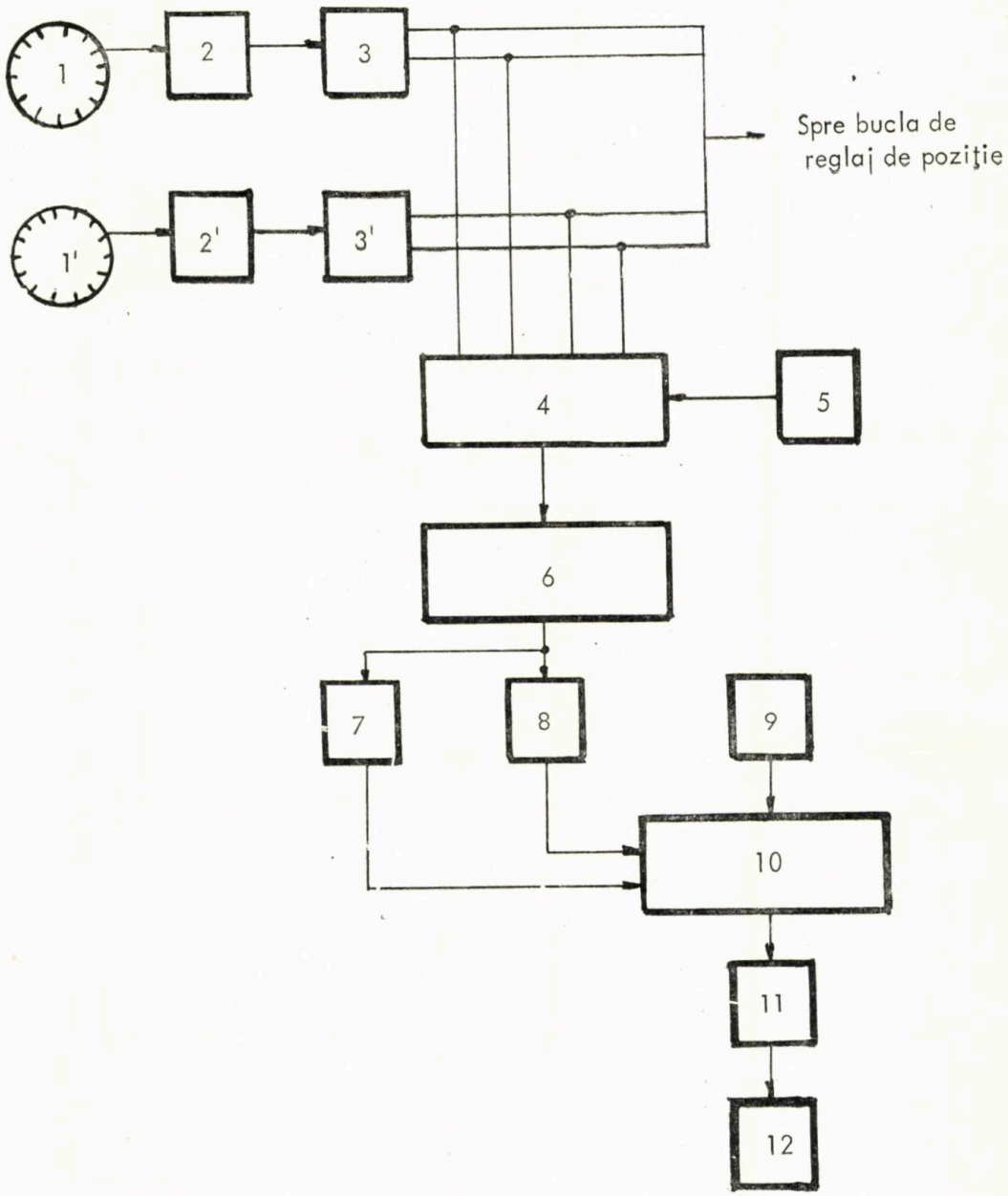


Fig. 4. Dispozitiv de supraveghere a poziţiei relative a manipulatoarelor :
1 – 1' – traductor Hall; *2 – 2'* – adaptor; *3 – 3'* – decodificator sens; *4* – registru tampon; *5* – generator tact; *6* – formator impuls; *7* – poartă; *8* – memorie sens; *9* – circuit etalonare; *10* – numărător reversibil; *11* – decodificator eroare; *12* – circuit semnalizare şi blocaj.

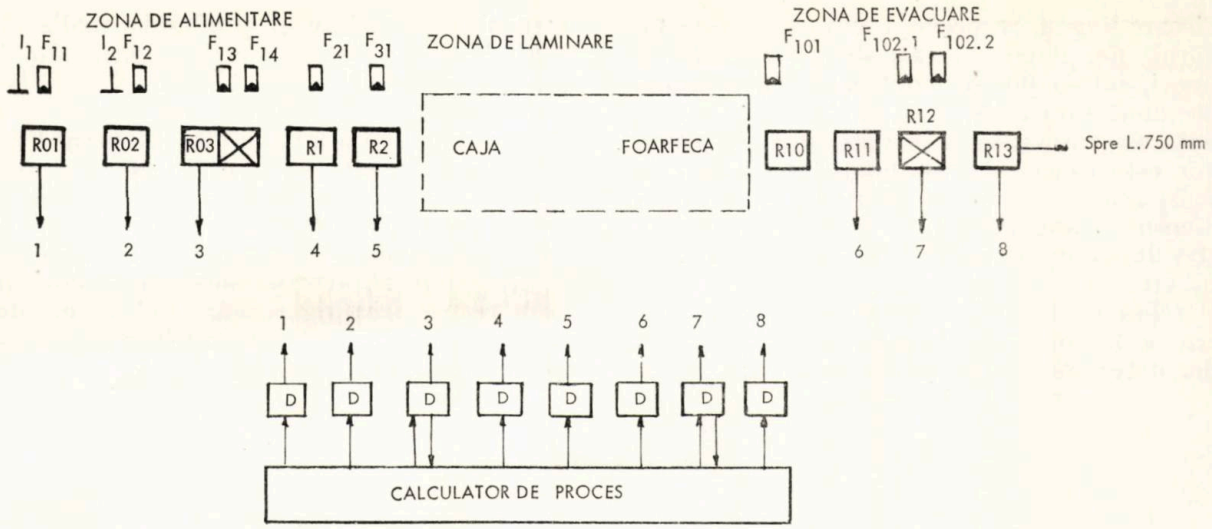


Fig. 5. *F* — traductor fotoelectric; *R* — grup de role; *I* — împingător de lingou; *D* — acționare în c.a.

trecere. Acest regim prezintă următoarele avantaje:

— realizează același ritm de laminare ca și regimul manual;

— admite toleranțe mai largi privind temperatura, uniformitatea, încălzirea și calitatea lingourilor;

— față de regimul de lucru manual se realizează respectarea riguroasă a schemei de laminare și o exploatare mai rațională a mecanismelor comandate automat.

Dispozitivul de supraveghere a poziției manipulatoarelor. Dispozitivul, a cărei schemă bloc este prezentată în figura 4, are următorul principiu de funcționare: impulsurile de ieșire a decodificatorului de sens (*3*; *3'*) din traductorul de poziție a perechii de manipulatoare care trebuie supravegheate se introduc într-un registru tampon *4*, al cărui conținut se interoghează cu impulsuri de tact date de generatorul *5*. Semnalele de comutație obținute la ieșirea registrului *4* se aplică la formatoarele de impulsuri *6*, iar impulsurile de la ieșirea acestora se aplică unui numărător reversibil *7* — *10*. Sensul de numărare a impulsurilor în numărătorul de eroare se stabilește astfel încît dacă sensul de mișcare a celor două manipulatoare este opus, impulsurile provenite de la traductoarele lor de poziție cresc conținutul numărătorului, iar dacă sensul de mișcare coincide scade conținutul numărătorului, care va fi astfel totdeauna egal cu diferența de poziție față de aceeași axă de referință a celor două manipulatoare.

Cu ajutorul codificatorului de eroare *11* se sesizează depășirea erorii maxime de — 2 cm și + 16 cm și se întrerupe calea de valoare impusă pentru acționarea principală. Avantajul acestui dispozitiv este că semnalează orice defecțiune care poate să apară în buclele de reglare a poziției manipulatoarelor, evitînd avarierea lor.

Transportul automat al materialului pe flux. Calea cu role a laminorului este realizată sub formă de grupuri de role *R01* — *R2*, respectiv *R10* — *R12*, acționate în grup sau individual cu motoare asincrone. Cele două cîntare sînt plasate la grupul *R03*, respectiv *R12* (fig. 5).

Tabela 1

3.12.73 7.30

Nr. șarjă	Tot. ling.	Tot. blum	Nr. lamin.	Nr. eron.	Gr. M. ling.	Coef. sc.
95146	23918	20292	25	0	956	84,8
95145	18028	15331	19	1	948	85,0
19372	1815	1610	3	0	605	88,7
51691	746	650	1	0	746	84,4
95152	22395	20784	26	1	861	92,8
95151	18778	17296	22	1	853	92,1
92773	10179	8667	11	0	925	85,1
93961	9112	7856	10	0	911	86,2
34192	12576	11355	20	0	628	90,2
92156	827	756	1	0	827	91,4
95156	19681	17720	23	0	855	90,0
95155	866	781	1	0	866	90,1
51454	12744	11557	21	0	606	90,6
95154	21155	17264	28	0	755	81,6
95150	11390	9708	12	0	949	85,1
95153	18178	15205	24	1	757	83,6
95149	16120	13699	17	1	948	84,9
95160	21901	20489	26	1	842	93,5

Tot. ling.
2456.18
Tot. blum.
2156.17
Tot. buc.
296

Comanda automată a acestor agregate se face în felul următor:

Lingoul de pe un grup de role așteaptă pe grupul respectiv sau este transportat spre următorul grup în funcție de starea ocupată sau liberă a grupului următor.

Fiecare lingou, respectiv blum, se opreşte pe cîntarul de lingouri, respectiv cîntarul de blumuri, într-o poziţie controlată cu ajutorul a cîte două fotocelule şi se cîntăreşte automat. Greutatea transmisă calculatorului de către cîntar este asociată lingoului respectiv şi este înregistrată în momentul ieşirii lui de pe linia laminorului, împreună cu alte informaţii, cum ar fi: lungime, temperatură, nr. şarjei, calitate etc.

Datele referitoare la greutatea lingoului, respectiv a blumului, se prelucrează grupate pe şarje, determinîndu-se greutatea medie, coeficientul de scoatere şi producţia realizată pe schimburi, imprimîndu-se la fiecare sfîrşit de schimb (tabela 1).

Modificările efectuate la instalaţia de automatizare complexă a laminorului bluming 1 300 şi prezentate succint au avut ca efect o creştere a siguranţei în funcţionare prin eliminarea totală a posibilităţilor de avariere a manipulatoarelor, realizîndu-se, în acelaşi timp, şi o creştere a nivelului calitativ dimensional a blumurilor prin respectarea riguroasă a schemelor de laminare şi evitarea suprasolicitărilor mecanice şi electrice ale instalaţiei.

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

Investiţiile de la British Steel Corporation. Guvernul britanic a anunţat că B.S.C. va investi 3 mld. lire sterline în cursul următorilor 10 ani, pentru ca în 1980 să poată produce 33 mil. t oţel brut, iar cîţiva ani mai tîrziu 38 mil. t, cu un efectiv de 480 mii persoane, deci cu 50 mii mai puţin decît în prezent.

Producţia de oţel a Ţării Galilor se va ridica la 10 mil. t, din care 6 mil. t la oţelăria de la Port-Talbot. 900 mil. lire vor fi investite în această regiune.

Producţia de oţel a Scoţiei va fi mărită la 4 500 mii t, din care 3 200 mii la Ravenseraig. O nouă oţelărie electrică de 1 mil. t va fi instalată la Hallside, cu o instalaţie de reducere directă la Hunterston.

Producţia regiunii nord-est va depăşi 12 mil. t, din care 7 mil. t la Redear. Producţia oţelăriei Anchor din Scunthorpe şi creşterea capacităţii uzinelor de oţel inoxidabil şi oţel aliat din această regiune vor permite o mărire considerabilă a producţiei de oţel a Yorskirului şi a regiunii Humber.

(*La Métallurgie et la Construction Mécanique, Franţa, vol. 105, nr. 3, 1973, p. 90*)

★

Regrupare în siderurgia austriacă : Vöest-Alpine-Montan AG al 12-lea loc în rîndul oţelăriilor europene. Fuziunea celor două mari oţelării Vöest şi Alpine-Montan, prevăzută la începutul lui 1973, creează în Austria un grup siderurgic de talie internaţională. Cu o cifră de afaceri totală de aproape 20 mld. şilingi (valoarea 1971) şi un efectiv de 52 mii persoane, noua societate Vöest—Alpine-Montan AG (Stahl AG) se situează pe locul al 12-lea pe plan european şi al 21-lea pe plan mondial. Din acest grup vor face parte şi cei doi mari producători de oţeluri speciale din Austria Böhler şi Schoeller-Bleckmann. Legea corespunzătoare, care trebuia să fie votată în februarie-martie 1973, intră în vigoare retroactiv de la 1 ianuarie. Ea are ca obiectiv principal coordonarea programelor de producţie şi a structurilor diferitelor oţelării naţionalizate începînd din 1945 şi trebuie să ducă la o întărire a competitivităţii internaţionale a siderurgiei austriece.

Producţia austriacă de fontă brută s-a ridicat în 1971 la 2,8 mil. t, iar cea de oţel brut , la 3,9 mil. t. Exporturile de fontă şi oţel s-au ridicat în 1971 la 8,5 mld. şilingi, la care se adaugă exporturile foarte importante de produse finite. Cei doi fabricanţi de oţeluri speciale, Böhler şi Schoeller-Bleckmann, au realizat în 1971 indici de export de 73% şi respectiv 87%. Partea produselor finite în producţia totală este de 55% pentru Böhler. În plus, oţelăriile austriece au înfiinţat birouri de studii, care construiesc uzine la cheie în întreaga lume.

(*La Métallurgie et la Construction Mécanique, Franţa, vol. 105, nr. 3, 1973, p. 52*)

★

Brazilia — cea mai mare mină de fier din lume? O societate braziliană, controlată de guvern, este în curs de a studia valorificarea unui zăcămînt de fier cu denumirea de ,,Serra los Carajas" în Amazonia, cu concursul U. S. Steel. Conform presei americane, peste cîţiva ani Serra los Carajas ar putea fi cea mai mare mină de fier din lume. Rezervele sigure sînt estimate la 900 mil. t metrice, în afara rezervelor probabile încă nestabilite. Minereul de calitate foarte bună are un conţinut de 67%, cel puţin în parte. Americanii estimează la 1 mld. cheltuielile de valorificare; va fi necesară construirea unei căi ferate de circa 500 km lungime pentru transportul minereului şi construirea unui port mineralier.

(*AIN Actualités Industrielles du Nord, Franţa, nr. 98, februarie, 1973, p. XV*)

★

Cooperare internaţională pentru exploatarea minelor de fier din Guineea. Zairul, Nigeria, Algeria, Liberia şi trei întreprinderi, japoneză, spaniolă şi iugoslavă, s-au asociat pentru exploatarea zăcămîntelor de fier din munţii Nimba şi Simandon, care se află în extremitatea de nord-est a ţării şi ar trebui să producă într-o primă etapă 15 mil. t minereu anual.

În acest scop a fost constituită o societate de economie mixtă cu denumirea de Mifergiu. Se prevede construirea unei căi ferate de 1 200 km ce va lega Simandon de Conakry, unde va fi amenajat un al doilea port pentru dirijarea minereului, precum şi crearea unei oţelării.

(*Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 3, 1973, p. 72 E*)

Ing. E. Moldovan
Combinatul siderurgic — Hunedoara

Răcirea dirijată a sîrmei în timpul laminării la cald

CZ 621.771.25.016.2 : 621.78.082

Sîrma fabricată la Combinatul siderurgic — Hunedoara este destinată în bună parte și trăgătoriilor. Datorită faptului că instalația de laminare nu permitea o răcire dirijată a sîrmei, proprietățile mecanice în lungul firului prezentau variații mari, motiv pentru care uzinele beneficiare erau nevoite să aplice un tratament prealabil de patentare, care avea ca efect un consum suplimentar de metal și energie, respectiv o creștere a costurilor de fabricație. Pentru înlăturarea acestor deficiențe se folosesc mai multe procedee de răcire dirijată a sîrmei.

Rezultate mai bune au fost obținute prin procedeul Schloemann la care sîrma laminată după ieșirea din ultima cajă finisoare este răcită cu ajutorul unor răcitoare speciale cu apă, la presiune între 10 și 15 atmosfere.

La laminorul de la C.S. Hunedoara răcirea dirijată este asigurată în opt tronsoane de răcire, schema de răcire fiind redată în figura 1.

Răcitoarele sînt utilizate la presiuni de pînă la 5 atmosfere, cu un debit de apă pe fiecare fir de circa 70 m³/h și sînt astfel confecționate încît rezistența la trecerea sîrmei să fie cît mai mică.

Pentru ca apa să nu fie antrenată de sîrmă la ieșirea din ultimul răcitor, pe fiecare fir au fost dispuse separatoare de apă care acționează în sens opus deplasării sîrmei.

Răcirea sîrmei după ultima cajă asigură o transformare structurală chiar în cadrul laminării la cald, obținîndu-se astfel o structură favorabilă pentru trefilare, cu o omogenitate corespunzătoare pe toată lungimea firului și diferențe mici între caracteristicile mecanice ale spirelor din interiorul și exteriorul colacului.

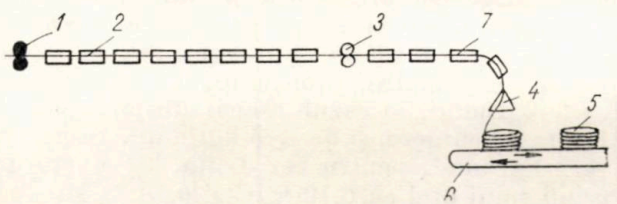


Fig. 1. Schema instalației de răcire dirijată:

1 — ultima cajă finisoare; *2* — tronson de răcire; *3* — aparat de antrenare; *4* — vîrtelniță; *5* — colaci de sîrmă; *6* — transportor de colaci; *7* — ghidaje de conducere.

Deoarece transformarea are loc direct în cursul laminării la cald se realizează economii importante la operațiile ulterioare de tratamente termice în vederea trefilării.

Valoarea proprietăților mecanice cît și structura finală a sîrmei sînt determinate și de încălzirea uniformă a țaglelor în cuptorul cu propulsie ca și de respectarea temperaturilor de început de laminare pentru fiecare grupă de mărci de oțeluri. Trebuie să se țină cont, de asemenea, că temperatura de sfîrșit de laminare crește cu mărirea vitezei de laminare, cu diametrul sîrmei ce se laminează și cu greutatea colacului ce se obține. Tendința actuală pe plan mondial este ca toată sîrma care se laminează să fie obținută prin răcire dirijată.

O răcire insuficientă constituie cauza formării unei granulații austenitice mari, precum și a unei perlite grosolane, după cum o răcire prea puternică în urma căreia temperatura scade sub 500°C poate duce la apariția unei structuri martensitice în sîrma laminată.

Printr-o combinare corespunzătoare a răcirii dirijate cu apă și aer se poate obține o structură metalografică corespunzătoare care contribuie la îmbunătățirea caracteristicilor mecanice.

Dacă sîrma se înfășoară în colaci fără răcire dirijată, la temperatura puțin sub cea de ieșire din ultima cajă finisoare, adică la 940—960°C, durata răcirii colacului este mare, cantitatea de oxizi crește, iar neuniformitatea proprietăților mecanice ale spirelor din interiorul colacului este mai mare comparativ cu spirele din exterior, care în contact cu aerul se răcesc mai repede.

Reglarea debitului de apă la instalația de răcire se face în funcție de temperatura finală necesară la vîrtelnițe și în funcție de marca oțelului ce se laminează.

Pentru sîrma cu diametrul Ø12, Ø 13,5 și Ø 15 răcirea dirijată este limitată de efortul suplimentar care apare în bolțurile verticale ale vîrtelnițelor, care în cazul răcirii intense se pot strîmba, producîndu-se avarii ale utilajului. Pentru un oțel cu conținut de carbon cuprins între 0,12 și 0,20 %, viteza de răcire la sîrmele cu diametre Ø 6 — Ø 8 este de 180 — 250° C/0,5 s, iar pentru sîrma de Ø 12, cu 180 — 250°C/1 s.

Variația rezistenței la rupere este prevăzută în diagrama din figura 2.

Pentru verificarea efectului răcirii dirijate în condițiile laminorului de la C.S.H. pentru marca de oțel OL 38 M.2 cu 0,20 % C și 0,48 % Mn, laminată la profilul Ø 8, au fost prelevate cîte 15 probe din colaci răciți cu apă la presiunea de 3 atm.

Temperatura medie de sfîrșit de laminare obținută la răcire liberă a fost de 940—960°C, iar temperatura medie finală la colacii cu răcire

dirijată a fost de 725 — 740°C, pentru aceeaşi temperatură de început de laminare la caja 1 (1 130°C).

Din diagrama de mai jos se constată creşterea rezistenţei la rupere prin tracţiune, în medie cu

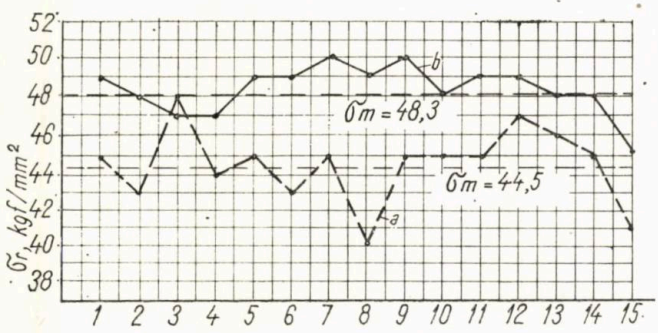


Fig. 2. Diagrama variaţiei rezistenţei la rupere:
a — la răcirea normală; *b* — la răcirea forţată.

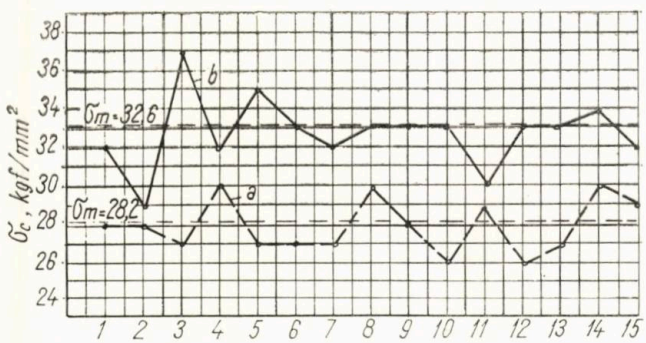


Fig. 3. Diagrama variaţiei limitei de curgere:
a — la răcirea în aer; *b* — la răcirea dirijată.

3,8 kgf/mm² la răcirea forţată faţă de răcirea liberă. La aceeaşi marcă de oţel această diferenţă este mai mică dacă procentul de carbon scade. Împrăştierea de ± 8 — 15 % a rezistenţei la rupere, a limitei de curgere şi alungirii este explicată prin răcirea neuniformă a sîrmei în colaci. În figura 3 este prezentată diagrama de variaţie a limitei de curgere pentru aceeaşi marcă de oţel.

În general valorile caracteristicilor mecanice ale sîrmelor răcite forţat se situează deasupra celor obţinute prin laminarea cu răcire liberă, iar mărimea grăunţilor este mai mică şi mai omogenă cu tendinţă de creştere de la periferie spre centrul secţiunii în special la profilele Ø 10 — Ø 12 — Ø 15.

Influenţa răcirii dirijate asupra proprietăţilor sîrmei se poate transpune pe diagramele T.T.T. Conform diagramei din figura 4 structura optimă se obţine prin răcire rapidă la temperatura de 550°C şi prin transformarea izotermă a austenitei la această temperatură. Dar o transformare complet izotermă (curba *a*) în cazul sîrmelor nu este posibilă. Cele mai apropiate condiţii se obţin la patentarea în plumb (curba *b*). În cazul răcirii izoterme (curba *a*) se va obţine în structură numai perlită sorbitică, iar în cazul răcirii prin patentare pe lîngă perlită fină apare

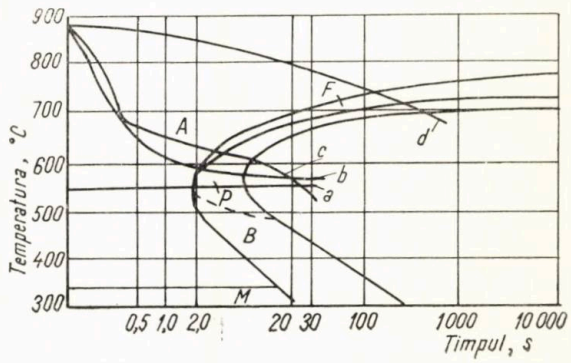


Fig. 4. Diagrama T.T.T. pentru răcirea sîrmei în diferite medii:
A — domeniul austenitic; *F* — domeniul de formare a feritei; *P* — domeniul de formare a perlitei; *M* — domeniul de formare a martensitei; *B* — domeniul de formare a bainitei; *a* — transformare izotermă; *b* — transformare în plumb; *c* — transformare la răcire dirijată; *d* — transformare fără răcire dirijată.

şi o mică cantitate de ferită şi grăunţi de perlită grosolană.

După procedeul Schloemann răcirea dirijată a sîrmei se face aproximativ după curba *c*.

Pînă la temperatura de 700°C răcirea este rapidă şi se face în tronsoanele cu apă la presiune de 3 atm; în continuare răcirea este lentă, pe transportorul cu plăci şi pe transportorul cu cîrlige. În aceste condiţii de răcire se obţine o structură de perlită fină care mai conţine şi ferită şi perlită grosolană în cantităţi ceva mai mari decît în cazul patentării în plumb.

În cazul sîrmelor ce nu se răcesc dirijat (curba *d*) din figura 4 structura acestora constă din perlită grosolană şi ferită în proporţie mare, precum şi un strat poros de oxizi.

Trebuie de remarcat în cazul sîrmelor răcite dirijat, în special al celor cu diametrul de 6 şi 8 mm, constanţa valorilor proprietăţilor mecanice pe lungimea firului.

În diagrama din figura 5 sînt prezentate comparativ variaţiile proprietăţilor mecanice care ating valori de ± 6 kgf/mm², la sîrma răcită în condiţii obişnuite, şi de numai ± 3 kgf/mm², în cazul răcirii dirijate pentru limita de curgere, şi de ± 5 kgf/mm², respectiv ± 2 kgf/mm², pentru rezistenţa la rupere în cazul unui oţel cu 0,19 % C şi 0,48 % Mn.

Cantitatea de oxid care se formează la răcirea lentă este mai mare decît la răcirea dirijată deoarece şi temperatura de înfăşurare la vîrtelniţă în primul caz este mai ridicată. Oxidul care se formează are de la interior spre exterior următoarea compoziţie:

FeO (wustita) reprezintă 80 —95 % din grosimea stratului poros şi este cel mai uşor deta-

șabil prin decapare deoarece prezintă solubilitate mare la acizi.

Fe_3O_4 (magnetita) reprezintă 4—17 % din grosimea stratului de oxid, este greu solubil în

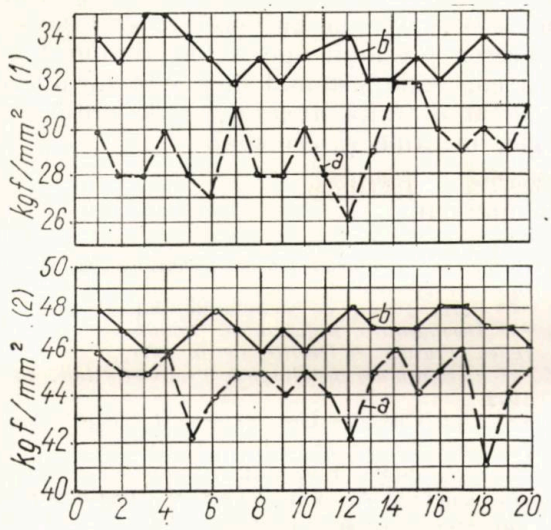


Fig. 5. Diagramele variației rezistenței la rupere prin tracțiune și a limitei de curgere pentru o sîrmă de Ø 8 mm în lungul firului:

1 — limită de curgere; *2* — rezistență la rupere prin tracțiune; *a* — sîrmă fără răcire dirijată; *b* — sîrmă cu răcire dirijată.

acizi, are duritate de două ori mai mare decît FeO.

Fe_2O_3 (hematita) reprezintă 1—2 % din grosimea stratului de oxid, are duritatea de patru ori mai mare decît FeO și este aproape insolubil în acizi, fiind oxidul cel mai bogat în oxigen. Peste temperatura de 700°C se formează FeO și Fe_3O_4, între 700 și 900°C se formează și predomină FeO și abia peste 900°C se formează Fe_2O_3. Stratul de oxid care mai rămîne la trecerea prin ultima cajă finisoare este foarte subțire dar are tendința de a se îngroșa imediat. Această îngroșare a stratului de oxid se poate frîna prin scurtarea timpului necesar formării straturilor succesive de oxid.

La răcirea lentă a sîrmei laminate există pericolul transformării wustitei FeO, care are culoare albă, în magnetită de culoare cenușie, după reacția:

$$4\ FeO = Fe_3O_4 + Fe$$

Astfel se explică de ce prin răcirea dirijată se obține un procent de oxidare redus comparativ cu oxidarea în cazul răcirii normale.

Se explică, de asemenea, de ce prin răcirea cu apă de la 950 — 1 000°C la 650 — 750°C, adică în jurul și sub temperatura de formare a magnetitei, stratul de oxid constă în majoritate din FeO ușor solubil la decapare sau chiar și prin decapare mecanică.

Cu cît conținutul de carbon în oțel crește se obține un strat de oxid din ce în ce mai subțire datorită afinității mai reduse a oțelurilor mai dure față de oxigen. Oxidarea sîrmelor răcite dirijat variază în funcție de conținutul de carbon între 0,2 și 0,6 % față de 1 — 1,4 % cît este în mod uzual la răcirea lentă.

În figura 6 este redată variația oxidării, funcție de conținutul de carbon și de temperatura de înfășurare la vîrtelnițe.

Din cercetările efectuate la Laminorul de sîrmă de la Combinatul siderurgic—Hunedoara asupra sîrmelor cu diferite conținuturi de carbon s-a constatat o reducere cu aproximativ 0,2 — — 0,3 % a cantității de oxid format, ceea ce reprezintă 2 — 3 kg/t oțel economisit la trăgătorii.

În figura 7 sînt redate variațiile pierderilor prin oxizi la sîrma de Ø 6 cu conținut de carbon între 0,08 și 0,23 %. Temperatura de început

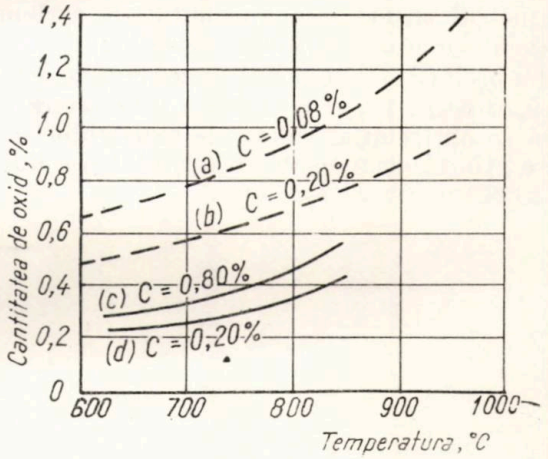


Fig. 6. Diagrama variației pierderii prin oxizi la oțeluri cu diferite conținuturi de carbon:

a, b — sîrmă fără răcire dirijată; *c, d* — sîrmă cu răcire dirijată.

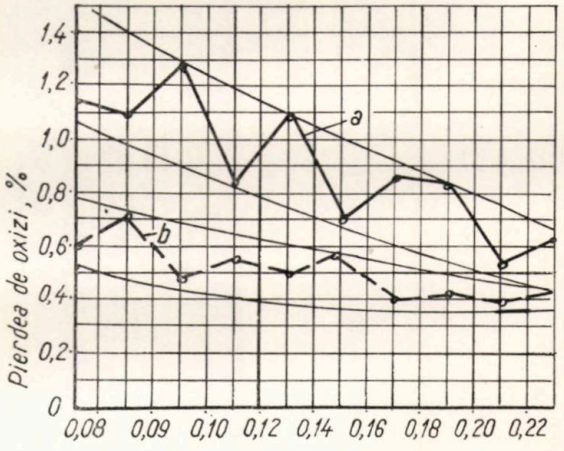


Fig. 7. Diagrama influenței sistemului de răcire asupra oxidării unei sîrme cu diametrul Ø 6 mm în funcție de conținutul de carbon și temperatura de sfîrșit de laminare:

a — la răcire normală; *b* — la răcire forțată.

de laminare a fost cuprinsă între 1 130 și 1 150°C, iar de sfîrșit de laminare în cazul răcirii lente a fost cuprinsă între 950 și 960°C, iar la răcirea

forțată între 700 și 730°C. Presiunea apei de răcire în instalație a fost de 3 atm la o viteză de laminare de 24,6 m/s.

Din punct de vedere economic procedeul cu răcire dirijată are următoarele avantaje:

— reducerea cantității de oxizi, deci creșterea corespunzătoare a producției;

— micșorarea duratei de decapare și a cheltuielilor privind consumul de acizi și apă;

— îmbunătățirea caracteristicilor mecanice și uniformizarea acestora în lungul firului.

Practic, pe lîngă avantajele aplicării sistemului de răcire dirijată, enumerate mai sus, se poate realiza cu certitudine o încadrare a proprietăților mecanice în limitele admise pentru oțelurile cu compoziție chimică la limita inferioară sau, dimpotrivă, se pot depăși aceste caracteristici atunci cînd răcirea nu este corelată cu diametrul sîrmei sau conținutul de carbon și mangan se găsesc la limita superioară.

La oțelurile cu conținut de carbon de 0,12 — — 0,14 St.37.1.n și OL 37.1.n fără răcire dirijată se obțineau și valori ale rezistenței la rupere prin tracțiune sub 37 kgf/mm² și a limitei de curgere sub 24 kgf/mm².

O dată cu aplicarea sistemului de răcire dirijată această deficiență a fost înlăturată. La aceleași mărci în cazul în care conținutul de carbon este peste 0,18 % și manganul peste 0,50 % rezistența la rupere prin tracțiune depășește în mod sistematic 45 kgf/mm² și este necesară reducerea presiunii apei la maximum 1 atm.

În concluzie sistemul de răcire forțată este justificat datorită avantajelor de ordin metalurgic, mecanic și economic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Benard I. *L'oxydation des métaux*. Paris, Ed. Gauthier Villars, vol. I, 1962.

[2] *** Paris, Revue de Métallurgie, XI, 1972.

[3] *** *Documentare metalurgică. Laminoare. Metalurgie fizică. Tratamente termice*, nr. 6, 1971.

[4] *** *Documentare metalurgică. Țevi—Trefilate*, nr. 12, 1972.

[5] *** *Sinteze documentare. Progrese și noutăți în domeniul fabricării sîrmelor din oțel*, nr. 14, 1970.

[6] *** *Oțelul*. Stali, nr. 6, 1962.

[7] Dulămiță T. și Mantea N. *Teoria și practica tratamentelor termice*. București, Ed. tehnică, 1967.

[8] *** *Sinteze documentare. Laminoare moderne de sîrmă din oțel*, nr. 13, 1970.

Ing. T. Tomotaș și ing. R. Adamovits
Combinatul siderurgic — Hunedoara

Influența flamării în flux la cald asupra calității semifabricatelor pentru țevi

CZ 629.771.28 : 536.46

Flamarea în flux la cald este o metodă relativ nouă de curățare cu flacăra a suprafeței semifabricatelor. Dezvoltarea acestei metode a fost determinată de necesitatea înlăturării curățării manuale și înlocuirea acestui procedeu cu productivitate mică printr-unul rapid și economic, care să se încadreze mai bine în procesul de producție.

Mașina de flamat la cald înlătură în mare măsură defectele de pe suprafața semifabricatelor, de aceea o întîlnim în dotarea majorității blumingurilor și laminoarelor de semifabricate recent construite.

O mașină de tip CM — 58-c a fost montată și pusă în funcțiune la C.S. Hunedoara în luna iunie 1971, fiind amplasată între caja de laminare a blumingului 1 300 și foarfeca de 1 100 tf. Mașina flamează semifabricatele cu secțiune de minimum 50,8 × 102 mm și maximum 366,0 × × 546 mm. Combustibilul folosit este gazul metan, iar agentul oxidant, oxigenul cu puritate minimă de 99,5 %.

Viteza de flamare este determinată de viteza căii cu role din fața mașinii și variază între 15 și 75 m/min.

Grosimea stratului de metal îndepărtat prin flamare este între 1 și 5 mm pe o față și depinde în principal de presiunea oxigenului și viteza de înaintare a blumului.

Pentru a putea stabili tehnologia optimă de lucru cu mașina de flamat s-au studiat principalii factori de care depinde flamarea și anume : viteza de flamare, presiunea oxigenului la duze, calitatea suprafeței blumurilor, temperatura blumurilor, puritatea oxigenului și starea duzelor. S-au aplicat două variante de lucru prin modificarea vitezei de flamare și a presiunii oxigenului la duze, restul parametrilor menținîndu-se constanți.

Stabilirea variației adîncimii de flamare în funcție de viteza de înaintare a blumului s-a făcut experimental prin flamarea unor blumuri cu secțiunea de 280 × 250 mm din oțel OLT 65 cu următorul regim de lucru :

— viteza de flamare, 15—45 m/min ;
— presiunea oxigenului, 2 kgf/mm² ;
— puritatea oxigenului, min. 99,5 % ;
— temperatura blumului, cca. 1 050°C.

Blumurile au fost flamate pe jumătate din lungimea lor, iar prin debitarea la foarfecă în trei părți egale din fiecare blum s-a obținut blumuri în situația : flamat, jumătate flamat — jumătate neflamat și neflamat.

Pentru măsurarea adîncimii de flamare s-au reținut în ajustaj blumurile jumătate flamate — jumătate neflamate. Adîncimea de flamare s-a putut astfel determina foarte precis prin diferențele dintre dimensiunile laturilor blumului în porțiunea flamată și neflamată.

Marcate fiecare în parte, blumurile au putut fi urmărite și după laminarea lor în țagle pentru țevi. Pe baza măsurărilor efectuate pe blumuri laminate în trei campanii, deci din șarje diferite, s-a construit diagrama de variație a adîncimii de flamare în funcție de viteza de flamare, reprezentată în figura 1. Curba este apropiată de forma unei hiperbole, cu abateri mai pronunțate la viteze mari de flamare. Această diagramă construită pe baza datelor experimentale, în condițiile concrete de lucru de la C.S.H., servește pentru stabilirea vitezei de flamare, în funcție de adîncimea de flamare considerată ca necesară pentru eliminarea defectelor.

E. Zorn, în cadrul cercetărilor sale, a obținut curbe de forma unor hiperbole perfecte, fără a indica însă valoarea tuturor celorlalți parametri de lucru (fig. 2). Din această cauză

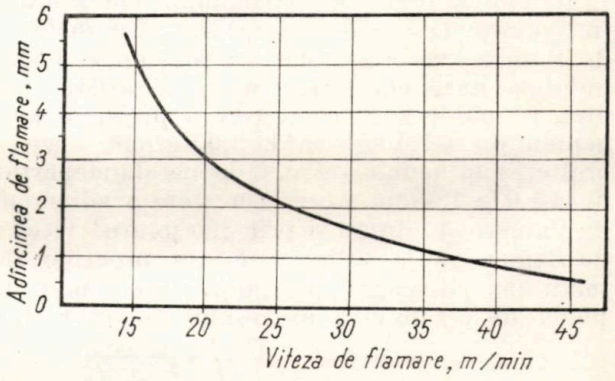


Fig. 1. Variația adîncimii de flamare în funcție de viteza de flamare : PO_2 = 2,0 kgf/mm² ; t = 1 050°C.

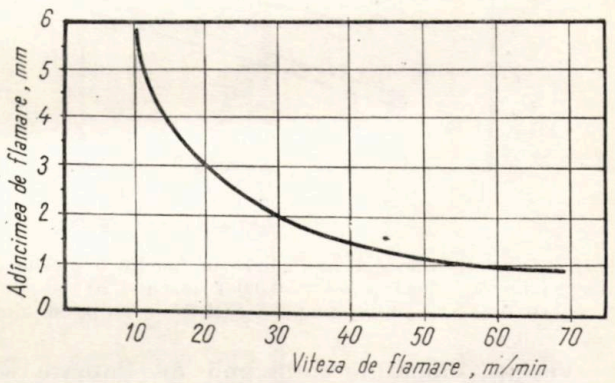


Fig. 2. Variația adîncimii de flamare în funcție de viteza de flamare după E. Zorn.

pentru stabilirea unei corelații precise între adîncimea de flamare și viteza de flamare este necesară construirea acestor diagrame pentru condițiile concrete ale fiecărei uzine.

Din figura 1 rezultă că mărind viteza de flamare peste 30 m/min adîncimea de flamare scade sub 1,0 mm, flamarea în acest caz putînd fi neeficientă. În literatura de specialitate sînt date frecvent viteze de lucru mai mari de 40 m/min, însă pentru presiuni ale oxigenului de 3,0 — 3,5 kgf/cm². Pentru condițiile de la C.S.H., la viteze mici de flamare de 15—20 m/min se obțin adîncimi de flamare de 3,0 — 5,0 mm, însă flamarea cu aceste viteze are unele neajunsuri:

— există pericolul de a scoate la suprafață și oxida suflurile situate în apropierea suprafeței lingoului;

— duce la pierderi mari de metal;

— se deteriorează prematur unitățile de flamare.

Stabilirea variației adîncimii de flamare în funcție de presiunea oxigenului la duze s-a făcut în același mod ca și în prima variantă, schimbîndu-se numai condițiile de flamare:

— presiunea oxigenului 2,0—3,0 kgf/cm²;

— viteza de flamare 30 m/min.

Pe baza măsurărilor efectuate s-a construit diagrama de variație a adîncimii de flamare în funcție de presiunea oxigenului, reprezentată în figura 3. Din diagramă rezultă că adîncimea de flamare variază liniar cu presiunea oxigenului la duze chiar pentru mărci diferite de oțel. Se observă că o creștere a presiunii oxigenului de la 2,0 kgf/cm² la 3,0 kgf/cm² duce la creșterea adîncimii stratului de metal îndepărtat de la 1,0 la 1,5 mm. Aceeași creștere a adîncimii de flamare se obține și prin micșorarea vitezei de flamare de la 30 la 20 m/min, procedeu de lucru mai convenabil atît timp cît nu constituie punct de stagnare a procesului de producție.

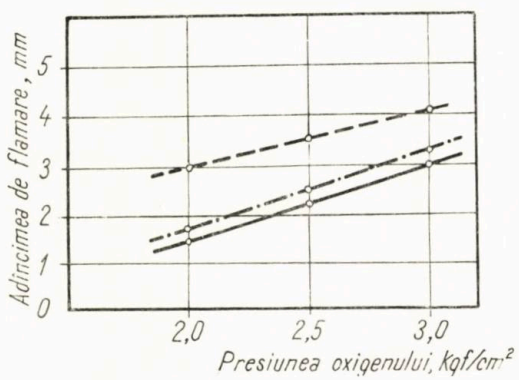


Fig. 3. Variația adîncimii de flamare în funcție de presiunea oxigenului la duze: — — — — OLT 45, $v = 20$ m/min; -·-·- OLT 65, $v=30$ m/min; —— - OLT 45, $v=30$ m/min.

Variații mici ale adîncimii de flamare se obțin la schimbarea mărcii oțelului flamat. La flamarea oțelurilor din mărcile OLT 45 și OLT 65 aceste diferențe nu depășesc 0,2 mm și se datoresc conținutului diferit de carbon al celor două mărci de oțeluri.

Influența flamării asupra calității suprafeței semifabricatelor pentru țevi

Blumurile flamate și neflamate au fost încărcate separat în cuptoare astfel încît după laminarea lor la Ø 180 mm să poată fi ușor regrupate în țagle provenite din același lingou.

Pentru caracterizarea îmbunătățirii calității suprafeței țaglelor provenite din blumuri flamate s-a căutat un criteriu care să exprime cît mai corect această îmbunătățire și care să poată fi aplicat în același timp pe scară industrială fără perturbații în activitatea de ajustare. Experimental s-a stabilit că cea mai corectă caracterizare a stării suprafeței se obține prin utilizarea indicatorului: lungimea fisurilor/m de țaglă. Acest indicator se determină după marcarea defectelor pe țaglele rotunde, prin măsurarea lungimii lor. Pe baza acestor măsurări făcute în ajustaj, la recepția țaglelor, s-a întocmit diagrama de variație a indicatorului de calitate în funcție de viteza de flamare (fig. 4).

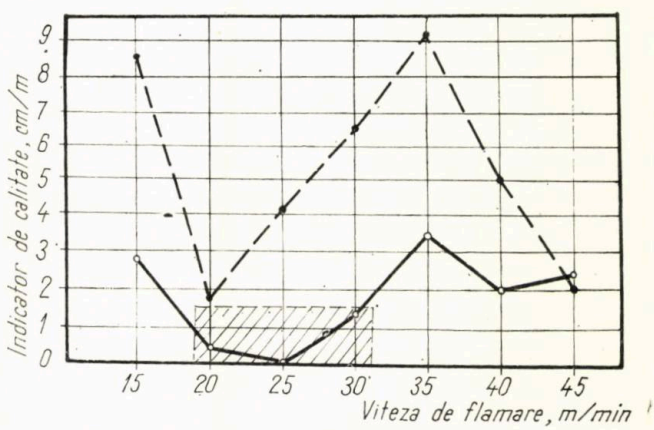


Fig. 4. Variația indicatorului de calitate (lungime fisură/m de țaglă) în funcție de viteza de flamare: — — — blum neflamat; —— — blum flamat.

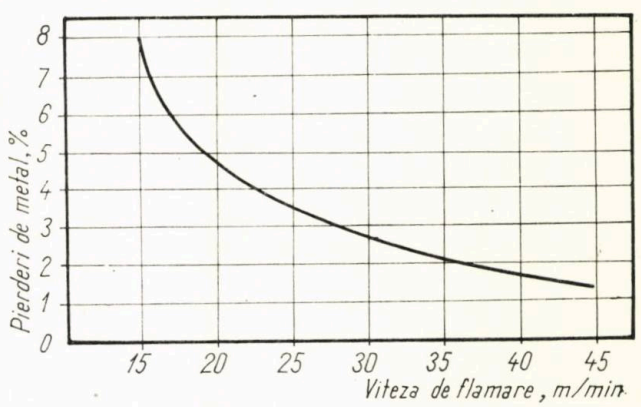


Fig. 5. Variația pierderilor de metal prin flamare în funcție de viteza de flamare.

Pentru a se vedea eficiența flamării s-a prezentat, pe aceeași diagramă, și indicatorul de calitate al materialului neflamat. Rezultă că variația acestui indicator este mult influențată de calitatea suprafeței lingoului, observîndu-se că la o calitate necorespunzătoare a blumului înainte de flamare numărul de defecte se menține ridicat, chiar și la viteze mici de flamare. Totuși flamarea a îmbunătățit calitatea suprafeței în medie cu 33%, ceea ce este foarte important, avînd în vedere productivitatea mare a mașinii și costul relativ redus al flamării.

Valorile vitezei de flamare pentru care calitatea suprafeței este cea mai bună sînt cuprinse în porțiunea haşurată de pe diagramă (20—25—30 m/min). În practică se adoptă viteza de 30 m/min, ținîndu-se cont, în primul rînd, de consumul de metal suplimentar datorat flamării. Consumul de metal prezentat în figura 5 la flamarea cu 25 m/min este de 35 kg/t și crește la 45 kg/t pentru o viteză de 20 m/min.

Evident, atunci cînd blumurile laminate prezintă multe defecte, sau cînd temperatura de sfîrșit de laminare este sub 1 050°C, viteza de flamare se reduce la 20—25 m/min, așa încît în final adîncimea de flamare să fie de 1,5—2,0 mm, adîncime pentru care se obține o calitate bună a țaglelor destinate laminării țevilor.

În concluzie, atunci cînd se flamează oțelul pentru țevi, parametrii de lucru la mașina de flamat sînt :

— viteza de flamare, 30 m/min ;
— presiunea oxigenului, 2,0 kgf/cm^2 ;
— puritatea oxigenului, min. 99,5% ;
— temperatura blumului, min. 1 050°C.

Aceeași tehnologie de flamare poate fi aplicată și pentru alte oțeluri cu compoziție chimică apropiată, fără ca rezultatele flamării să difere prea mult de cele obținute în cazul flamării oțelului pentru țevi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Geipel H. *Experiențe dobîndite în tratarea superficială a semifabricatelor din oțeluri aliate, prin flamare și polizare.* Stahl und Eisen, nr. 81, 1961.

[2] Ritter E. și Schmitt H. *Flamarea cu mașina de flamat a semifabricatelor pentru fabricarea țevilor fără sudură.* Stahl und Eisen, nr. 81, 1961.

Utilizarea cuantovacului ARL 31.000 pentru controlul analitic al procesului de elaborare a aţelurilor inoxidabile

Ing. Maria Popovici, chim. M. Benţa, chim. Marinela Colţun şi chim. I. Rîcă
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 669.14.018.8

Analiza spectrală de emisie optică în vacuum, cu excitare în mediu de argon, precum şi cea de fluorescenţă a razelor X, aplicate în majoritatea laboratoarelor marilor uzine siderurgice, prin utilizarea unor spectrometre automate prevăzute cu sisteme de calcul pentru prelucrarea şi transmiterea datelor, a rezolvat în foarte mare măsură cerinţele analizelor impuse de controlul compoziţiei chimice a celor mai moderne procedee de elaborare a diferitelor tipuri de oţeluri.

Asemenea aparate permit determinarea majorităţii elementelor însoţitoare şi de aliere într-un timp foarte scurt şi cu o precizie mare, contribuind direct la îmbunătăţirea calitativă a producţiei de oţel.

La C.S.H. încă din anul 1965 funcţionează un cuantovac ARL 15.000 iar din anul 1968, un al doilea cuantovac ARL 31.000, ambele fiind utilizate pentru controlul procesului de elaborare din cele trei oţelării, al căror program de elaborare a cuprins pînă în ultimii ani o gamă foarte largă de oţeluri carbon, slab şi mediu aliate.

Trecerea la elaborarea curentă a unor oţeluri înalt aliate şi, în mod deosebit, a oţelului inoxidabil de tip V_2A, prin procedeul de afinare cu oxigen, a impus punerea la punct a metodologiei de analiză a oţelului înalt aliat pe cuantovacul 31.000.

Deşi timpul de analiză pentru oţelul înalt aliat la cuantovac prin procedeul de prelucrare manuală a datelor este de circa 3—4 ori mai mare decît pentru oţelurile obişnuite, totuşi în comparaţie cu metodele clasice cele mai rapide, acesta prezintă avantaje certe, asigurînd precizia necesară conducerii proceselor de elaborare.

În timp ce spectrometria optică permite determinarea tuturor elementelor prezente în oţel cu excepţia gazelor, pretîndu-se în mod deosebit pentru concentraţiile mai mici de 5%, spectrometria de fluorescenţă a razelor X se pretează atît la determinarea concentraţiilor mici, cît şi mari, din diferite tipuri de materiale, cu o precizie foarte bună, dar nu permite determinarea elementelor cu numere atomice mici ca de exemplu carbonul. Din aceste motive cele două metode se completează reciproc, acoperind necesităţile analitice la o foarte largă gamă de determinări. Deoarece laboratorul C.S.H. încă nu dispune de un spectrometru de fluorescenţă a razelor X au fost explorate posibilităţile pe care le oferă cuantovacul 31.000 din dotare, pentru analiza interfazică la elaborarea oţelurilor înalt aliate.

Principiul analizei spectrale a oţelurilor înalt aliate

Procedeul aplicat la analiza spectrometrică a oţelurilor slab şi mediu aliate de altfel ca şi la analiza altor materiale avînd o bază sau o matrice aproximativ constantă (94—99%) constă în următoarele :

Radiaţia emisă de fiecare element din programul analitic este recepţionată de către fotomultiplicatorii electronici, convertită şi integrată în condensatori simultan cu radiaţia unui element ales ca standard intern, care de obicei este elementul de bază din proba respectivă (fierul în cazul oţelurilor). Deoarece timpul de integrare este întrerupt automat în momentul cînd tensiunea standardului intern (S.I.) ajunge la o anumită valoare, rezultă că toate valorile măsurate pentru celelalte elemente sînt raportate la standardul intern a cărui concentraţie se consideră constantă.

Curbele de etalonare în acest caz sînt trasate în coordonate digiţi-concentraţie, valorile digitale reprezentînd o măsură a intensităţii elementului de determinat raportată la intensitatea standardului intern Fe.

În cazul oţelurilor înalt aliate, în funcţie de compoziţia chimică, elementul de bază Fe poate varia foarte mult, de la 50 la 95% (ex : la oţelurile inoxidabile fierul poate varia între 60 şi 95% în cursul elaborării, funcţie de procedeu şi încărcătură, şi între 50 şi 85% pe produsul final, funcţie de marcă. Folosind fierul ca standard intern rezultă un timp de integrare foarte diferit, funcţie de conţinutul procentual al acestuia, valorile de măsură — raporturile intensităţii elementelor I_{elem} la intensitatea fierului $I_{S.I.}$ nemaifiind dependente numai de concentraţia elementului, acestea depinzînd şi de conţinutul fierului şi, deci, de suma tuturor celorlalte elemente. Reprezentarea grafică a semnalului analitic funcţie de concentraţie va duce la o familie de curbe, cel puţin una pentru fiecare tip de matrice.

Pentru reducerea numărului acestora la minimum posibil, astfel încît să se poată aplica în scop analitic, se pot utiliza două procedee de lucru :

— *Procedeul grupării probelor pe diferite tipuri de matrice asemănătoare* la care S.I. să nu va-

rieze mai mult de 5%. În acest caz se ajunge în situaţie asemănătoare cu cea de la oţelurile slab aliate, avînd o bază în fier aproximativ constantă. Acest procedeu prezintă dezavantajul că este absolut necesar să se cunoască la început conţinutul bazei (a fierului) pentru a putea încadra proba în grupa corespunzătoare de etalonare; desigur apar dificultăţi mari la etalonări.

— *Procedeul de etalonare în coordonate: raportul concentraţiei elementului la concentraţia standardului intern, funcţie de raportul intensităţii acestora*: $\left(\frac{\%\ C_{elem.}}{\%\ C_{Fe}}, \frac{I_{elem}}{I_{Fe}}\right)$. Acest procedeu se poate realiza prin integrarea în timp constant şi citirea semnalului intensităţii atît a standardului intern, cît şi a elementului de determinare.

O perfecţionare a acestui procedeu de lucru aplicat la unele spectrometre moderne o constituie introducerea dispozitivului numit „ALLOY CORRECTOR", care permite citirea directă a raporturilor $\frac{I_{elem.}}{I_{S.I.}}$. Acesta constă ditr-un potenţiometru electric întrodus în sistemul de măsură a canalului *S.I.*, care corectează automat valoarea rapoartelor de intensitate a tuturor elementelor, funcţie de intensitatea *S.I.*

Procedeul al doilea, aplicat la analiza spectrometrică a probelor de oţel cu conţinutul de fier variabil în limite largi, are la bază următoarele considerente teoretice:

Suma concentraţiei C a tuturor componenţilor unei probe este 100%:

$$C_C + C_{Mn} + C_{Si} + C_{Cr} + C_{Ni} + \ldots + C_{Al} + C_{Fe} = 100$$

Împărţind toţi termenii la C_{Fe} se obţine

$$\frac{C_C}{C_{Fe}} + \frac{C_{Mn}}{C_{Fe}} + \frac{C_{Si}}{C_{Fe}} + \frac{C_{Cr}}{C_{Fe}} + \frac{C_{Ni}}{C_{Fe}} + \ldots + \frac{C_{Al}}{C_{Fe}} + \frac{C_{Fe}}{C_{Fe}} = \frac{100}{C_{Fe}}$$

Notînd în general concentraţia unui component cu C_i se poate scrie:

$$\Sigma \frac{C_i}{C_{Fe}} + 1 = \frac{100}{C_{Fe}};$$

de unde

$$C_{Fe} = \frac{100}{1 + \Sigma \frac{C_i}{C_{Fe}}} = \%\ Fe \qquad (1)$$

Cu ajutorul acestei formule se calculează %Fe din probele de analizat, care înmulţit cu raportul $\frac{\%C_i}{\%C_{Fe}}$ extras din curba de etalonare dă concentraţia procentuală a elementului de determinat.

Etalonarea

Deoarece cuantovacul 31.000 de la C.S H. dispune de ALLOY CORRECTOR, s-a ales ca metodologie de lucru procedeul al doilea în varianta cu ALLOY CORRECTOR.

Pentru etalonare s-au folosit mai multe seturi de probe etalon şi anume: etaloane BAS seria SS 61 — SS 68, etaloane NBS nr. 1152 şi 1154 şi etaloane interne avînd compoziţia dată în tabela 1.

Tabela 1

Nr. et.	C, %	Mn, %	Si, %	S, %	P, %	Cr, %	Ni, %	Cu, %
01	0,63	0,44	0,04	0,010	(0,017)	15,14	0,19	(0,08)
05	0,56	0,23	(0,02)	0,014	(0,022)	10,39	4,53	(0,20)
2.1	0,08	1,48	0,84	0,010	0,022	0,02	12,44	0,14
2.4	0,13	1,39	1,12	0,004	0,024	5,81	10,02	(0,13)
2.6	0,17	1,58	(1,28)	0,003	(0,022)	8,70	8,36	(0,13)
2.8	0,18	1,43	1,28	0,003	(0,029)	12,45	7,06	(0,13)
3.0	0,20	1,30	(1,20)	(0,003)	0,029	16,19	6,14	(0,13)
3.3	0,20	1,24	1,29	0,004	0,029	19,36	5,66	0,10

Rezultatele elementelor înscrise în paranteză sînt informative, putînd fi utilizate pentru calculul sumei componenţilor dar nu şi pentru etalonare.

Etaloanele interne au fost elaborate în uzină la un cuptor electric de mică capacitate şi analizate prin metode chimice standardizate în condiţii de maximă exigenţă.

Atît pentru etaloanele străine, cît şi pentru cele interne s-a calculat suma componenţilor $\Sigma\ C_i$ şi procentul de fier $\%C_{Fe}$, precum şi rapoartele $\frac{\%C_i}{\%C_{Fe}}$ care au fost folosite apoi la trasarea curbelor de etalonare.

Principalele caracteristici ale cuantovacului 31.000 incluse în programul analitic pentru analiza oţelurilor înalt aliate sînt prezentate în tabela 2.

Calibrarea aparatului s-a realizat cu două perechi de probe fără utilizarea ALLOY CORRECTOR: o pereche pentru C, Cr, Ni şi a doua pereche pentru celelalte elemente.

Tabela 2

Elementul	Lungimea de undă	Domeniul de concentraţie, %	Parametrii electrici
Fe	2 714,4	Standard intern	sursă
C	1 930,9	0,01 —1,5	520 V
Mn	2 933,1	0,1 —2,0	25 μF, 360 μH, 5Ω
Si	2 124,1	0,1 —5,0	contraelectrod
S	1 807,3	0,005—0,1	Ag 90°
P	1 782,7	0,005—0,1	distanţă, 5 mm
Cr	2 989,2	1 —30	gaz inert, argon
Ni	2 253,9	1 —25	debit: 0,5/4,5 l/min
Cu	3 274,0	0,01 —1	timp spălare, 5″
Mo	2 020,3	0,01 —3	prescinteiere, 10″
Ti	3 372,8	0,01 —2	integrare, 20″
Nb	3 195,0	0,001—0,1	ALLOY COR.— manual

În vederea etalonării s-au supus analizei probele etalon în condițiile date de mai multe ori și s-a calculat media valorilor corespunzătoare fiecărui component. Curbele s-au trasat în coordonate $\frac{\%\ C_{elem.}}{\%\ C_{Fe}}$, digiți.

În funcție de cele două tehnologii de elaborare a oțelului înalt aliat s-au realizat două seturi de curbe: un set de opt curbe în baza Fe-Ni pentru controlul procesului care pornește de la o încărcătură aliată cu nichel și al doilea set de 10 curbe în baza Fe-Cr-Ni pentru controlul procesului de elaborare prin afinare cu oxigen a unei încărcături aliate cu deșeuri V_2A.

Pentru exemplificare se prezintă curbele de etalonare pentru Cr și Ni (fig. 1 și 2) în baza Fe-Cr-Ni.

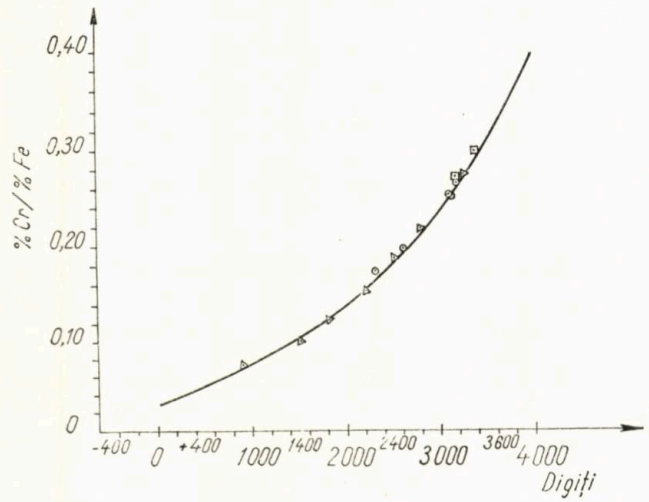


Fig. 1. Grafic de etalonare pentru crom în baza Fe—Cr—Ni: ⊙ — etaloane BAS; ⊡ — etaloane NBS; △ — etaloane interne.

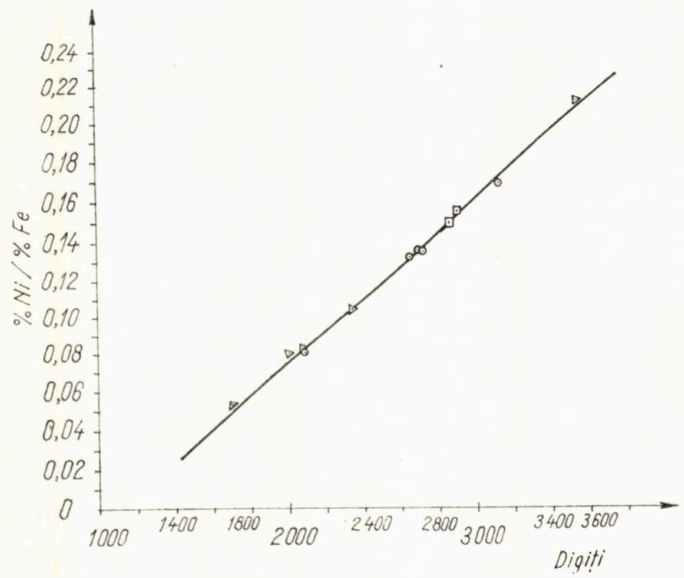


Fig. 2. Grafic de etalonare pentru nichel în baza Fe—Cr—Ni: ⊙ — etaloane BAS; ⊡ — etaloane NBS; △ — etaloane interne.

Luarea și pregătirea probelor

Probele pentru controlul procesului de elaborare se iau din cuptor cu o lingură și se toarnă într-o lingotieră de probă din cupru de formă tronconică cu dimensiunile interioare Ø 30 × 45 × × 80 mm.

Pentru dezoxidare se calmează în lingură cu sîrmă de aluminiu în cantitate care să nu depășească 0,2%, în probă, aceasta reglîndu-se în funcție de gradul de calmare a oțelului. După răcire proba se expediază prin poșta pneumatică la laborator.

Din partea de la bază se taie o porțiune de circa 25 mm cu ajutorul mașinii cu disc abraziv și după răcire se șlefuiește pe hîrtia abrazivă cu granulația 60.

Proba astfel pregătită se supune analizei la cuantovac.

Probele finale se iau din jetul de oțel în timpul turnării, tot în lingotiera de probă din cupru, se forjează la dimensiunea ◫ 35 × 90 mm și se pregătesc în mod similar cu cele descrise anterior.

Analiza propriu-zisă. Conform principiilor prezentate pentru analiza oțelului înalt aliat, la prima analiză se reglează ALLOY CORRECTOR manual în primele 15″ de integrare, astfel încît valoarea integrată pe standardul intern (fier) să ajungă la 4 000 de digiți în timp de 20 ± 0,5.

În poziția corectată se analizează probele încă de 2 — 3 ori, funcție de reproductibilitatea valorilor înregistrate; se face media la digiții rezultați și se extrag de pe curbe raporturile $\frac{\%\ C_{elem.}}{\%\ C_{Fe}}$.

Cu ajutorul formulei (1) se calculează C_{Fe} care înmulțit cu raporturile extrase de pe curbele de etalonare va da conținutul procentual al fiecărui element de determinat.

Durata totală a analizei în laborator în condițiile de lucru date este de circa 15 min din care aproximativ:

— 1 min pregătire probe (retezare, șlefuire);
— 3 — 4 min analiză la aparat (3 — 4 analize);
— 10 min prelucrare manuală a datelor, înregistrarea și transmiterea rezultatelor.

Discutarea rezultatelor

Pentru ilustrarea preciziei și exactității rezultatelor se prezintă mai jos abaterile standard *S* și coeficienții de variație *C.V.* calculați din cîte 15 determinări succesive pe două nivele de concentrație pentru elementele determinate în condițiile de lucru (tabela 3), precum și concordanța dintre rezultatele obținute la cuantovac și chimic pentru un număr de 10 probe curente, analizate în condiții normale de lucru (tabela 4), primele șapte fiind probe pentru controlul elaborării, iar celelalte, probe finale. Din analiza datelor obținute rezultă că metoda oferă o precizie similară cu metodele chimice în condiții mult mai eficiente.

Tabela 3

Elementul	Concentrat, %	Abaterea standard S	Coeficientul de variație C.V., %
C	0,063 0,20	0,0046 0,0060	7,3 3,0
Mn	0,80 1,59	0,017 0,016	2,1 1,0
Si	0,44 1,42	0,009 0,042	2,0 3,0
S	0,004 0,020	0,0008 0,0011	20,0 5,5
P	0,015 0,024	0,00073 0,00077	4,5 3,3
Cr	12,80 19,36	0,37 0,50	2,9 2,5
Ni	6,14 12,45	0,15 0,14	1,1 1,1
Cu	0,13	0,0048	3,7

Durata de analiză de circa 15 min, față de aproximativ 40 minute cît durează determinarea cromului prin metoda chimică rapidă, permite conducerea șarjei astfel încît să se reducă la minimum oxidarea cromului din încărcătură, contribuind astfel la economisirea ferocromului (sau a cromului metalic) care se procură din import.

O reducere substanțială a timpului de analiză în paralel cu creșterea siguranței rezultatelor se poate realiza prin completarea sistemului analitic cu un calculator de proces care preia executarea automată a următoarelor operații principale : calibrarea aparatului ; alegerea programului analitic ; convertirea valorilor de măsură, % ; medierea rezultatelor a trei determinări individuale ; efectuarea corecțiilor de matrice ; asigurarea transmiterii rezultatelor prin telex.

Dublarea aparaturii analitice, cît și a mijloacelor de transport sînt factori care contribuie la obținerea unei siguranțe maxime în funcționarea lanțului analitic, al sistemului informațional strict necesar procesului de elaborare a oțelurilor înalt aliate.

Tabela 4

Indicativ probă	C, %		Mn, %		Si, %		S, %		P, %		Cr, %		Ni, %		Cu, %		Obs.
	Cvac.	Chim.	Cvac.	Chim.	Cvac.	Chim.	Cvac.	Chim.	Cvac.	Chim.	Cvac.	Chim.	Cvac.	Chim.	Cvac.	Chim.	
2 E 3	0,23	0,20	—	—	—	—	0,021	0,021	—	—	9,3	9,45	11,3	11,09	—	—	anteprobe
2 E 7	0,07	0,08	—	—	—	—	0,019	0,015	—	—	16,8	16,55	8,6	8,57	—	—	”
3 E 4	0,14	0,13	1,90	1,88	0,15	0,17	0,005	0,007	0,020	0,017	12,8	12,90	11,4	11,80	0,17	0,18	”
3 E 6	0,10	0,085	1,71	1,65	0,08	0,12	0,010	0,010	0,017	0,015	11,3	11,00	11,2	11,60	0,19	0,21	”
4 E 2	0,32	0,32	—	—	—	—	0,010	0,008	—	—	13,4	13,66	13,4	13,40	—	—	”
4 E 10	0,15	0,15	—	—	—	—	0,027	0,027	—	—	18,8	18,93	9,3	9,40	—	—	”
4 E 12	0,17	0,18	1,34	1,35	0,33	0,39	0,020	0,021	0,021	0,023	15,6	15,70	10,3	10,21	—	—	”
41600	0,09	0,10	1,73	1,75	0,59	0,50	0,005	0,009	0,022	0,027	17,8	17,49	11,2	10,96	—	—	finală
42100	0,08	0,08	1,73	1,75	0,38	0,40	0,008	0,009	0,020	0,023	18,4	18,80	11,4	11,30		—	”
46748	0,08	0,10	1,50	1,50	0,45	0,43	0,019	0,020	0,025	0,029	17,4	17,40	9,6	9,54		—	”

Rezultatele pot fi influențate în foarte mare măsură de prezența unor microdefecte pe suprafața șlefuită a probei (incluziuni, crăpături, retasură etc.), precum și de puritatea argonului și corectitudinea șlefuirii, ca urmare a modificării condițiilor de excitare. Factorii amintiți au o influență deosebită asupra determinării carbonului, cauzînd o împrăștiere mare a rezultatelor de analiză la concentrații mici. Din această cauză determinarea carbonului s-a efectuat în paralel și la aparatul LECO CS —44. Calmarea corectă cu aluminiu, al cărui conținut să fie cît se poate de apropiat de 0,2%, are o foarte mare importanță pentru obținerea unor probe fără defecte și omogene.

Metoda descrisă poate fi utilizată pentru efectuarea controlului variației compoziției chimice în procesul de elaborare a oțelurilor înalt aliate, prezentînd avantaje deosebite în cazul șarjelor elaborate prin folosirea deșeurilor aliate.

Dată fiind complexitatea problemelor analitice care se pun la analiza diverselor tipuri de oțeluri înalt aliate, urmează ca în continuare să se studieze mai detaliat influența diferiților factori și, în special, a matricei, asupra rezultatelor obținute prin aceste metode moderne de analiză.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bruch J. Z Anal. Chem., 215, 1966, p. 332—343.
[2] Kidman L. Control, 1963, 9, p. 126—131.
[3] Brauner J. Archiv Eisenhüttenwessen, nr. 7, 1972, p. 559—565.
[4] Preanijnikov I. S. și Vinogradov V. M. Metallurg, nr. 6, 1971, p. 20—23.
[5] Staats G. Control tehnic și laboratoare, nr. 10, 1973, p. 203—209.
[6] * * * Spectroscopy în the Metallurgical Industry. Londra, Ed. Hilger, 1963.
[7] * * * Die Analytische chemie in der erzeugenden und Verarbeienden, Hüttenindustrie Verlag Stahleisen MBH. Düsseldorf, 1968.
[8] * * * Informații analitice firma ARL 1970.

Cercetări pe model fizic asupra repartiției energiei electrice în cuptoare de încălzire a materialelor în vrac

Prof. dr. ing. A. Saimac
Institutul de subingineri — Hunedoara

CZ 621.783.2

Prin natura proceselor, siderurgia consumă cantități uriașe de energie termică și electrică, motiv pentru care problema reducerii consumurilor de combustibil și energie, sub toate formele ei, a devenit în perioada actuală o problemă vitală a dezvoltării în continuare a acestei ramuri a economiei. Realizarea acestei cerințe obiective impune, în primul rînd, perfecționarea tehnologiilor de fabricație, asigurarea tuturor condițiilor pentru conducerea pe baze riguros științifice a agregatelor și instalațiilor mari consumatoare de căldură, respectivpentru încălzirea materiilor prime, materialelor și semifabricatelor.

Întrucît în anumite cazuri încălzirea la temperaturi înalte a materialelor în vrac este, din toate punctele de vedere, mai economică prin utilizarea curentului electric de conducție, la solicitarea Combinatului siderurgic—Hunedoara au fost efectuate cercetări pe model în vederea stabilirii influenței amplasării electrozilor asupra gradului de uniformitate a încălzirii materialelor din spațiile de lucru ale cuptorului; rezultatele sînt prezentate în cele ce urmează.

Stabilirea circuitelor de parcurgere a curentului electric de conducție pe linii de cîmp electric

Modelul fizic a fost realizat în două variante, cu posibilitatea de a utiliza următoarele sisteme de alimentare cu energia electrică: bifazat, dublu bifazat, trifazat și hexafazat. Modelul fizic permite măsurarea potențialelor electrice în 93 de puncte, pe fiecare din cele trei nivele (total 279 puncte în interiorul modelului fizic).

Schemele electrice. S-au stabilit 24 variante de scheme electrice pentru alimentarea la rețeaua electrică și experimentarea modelului fizic.

— Schema electrică nr. 1 conține doi electrozi plasați la nivelul inferior.

— Schema electrică nr. 2 conține doi electrozi plasați la nivelul de mijloc.

— Schema electrică nr. 3 conține doi electrozi plasați la nivelul superior.

— Schema electrică nr. 4 conține doi electrozi plasați la nivelul inferior și doi electrozi plasați la nivelul de mijloc.

— Schema electrică nr. 5 conține doi electrozi plasați la nivelul de mijloc și doi electrozi plasați la nivelul superior.

— Schema electrică nr. 6 conține doi electrozi plasați la nivelul superior și doi electrozi plasați la nivelul inferior.

— Schema electrică nr. 7 conține patru electrozi plasați la nivelul inferior.

— Schema electrică nr. 8 conține patru electrozi plasați la nivelul de mijloc.

— Schema electrică nr. 9 conține patru electrozi plasați la nivelul superior.

— Schema electrică nr. 10 conține trei electrozi plasați la nivelul inferior.

— Schema electrică nr. 11 conține trei electrozi plasați la nivelul de mijloc.

— Schema electrică nr. 12 conține trei electrozi plasați la nivelul superior.

— Schema electrică nr. 13 conține trei electrozi plasați la nivelul inferior și trei plasați la nivelul de mijloc.

— Schema electrică nr. 14 conține trei electrozi plasați la nivelul de mijloc și trei electrozi plasați la nivelul superior.

— Schema electrică nr. 15 conține trei electrozi plasați la nivelul superior și trei electrozi plasați la nivelul inferior.

— Schema electrică nr. 16 conține șase electrozi plasați la nivelul inferior.

— Schema electrică nr. 17 conține șase electrozi plasați la nivelul de mijloc.

— Schema electrică nr. 18 conține șase electrozi plasați la nivelul superior.

— Schema electrică nr. 19 conține doi electrozi sub forma unor segmente circulare, plasați la nivelul inferior.

— Schema electrică nr. 20 conține doi electrozi sub forma unor segmente circulare, plasați la nivelul de mijloc.

— Schema electrică nr. 21 conține doi electrozi sub forma unor segmente circulare, plasați la nivelul superior.

— Schema electrică nr. 22 conține trei electrozi sub forma unor segmente circulare, plasați la nivelul inferior.

— Schema electrică nr. 23 conține trei electrozi sub forma unor segmente circulare, plasați la nivelul de mijloc.

— Schema electrică nr. 24 conține trei electrozi sub forma unor segmente circulare, plasați la nivelul superior.

Evident, numărul schemelor electrice poate crește considerabil dacă se acceptă și alte combinații de amplasare a electrozilor pe modelul fizic. Se apreciază însă că alte combinații de acest fel sînt neconcludente.

În aceste scheme electrice (fig. 1 —6), electrozii E_i sînt plasaţi radial, pe un multiplu întreg de 30 sau 45°. Electrozii sub formă de segmente de cerc au lungimile $L/4$ (pentru fig. 5) şi $L/6$ (pentru fig. 6), unde L este lungimea circumfe-

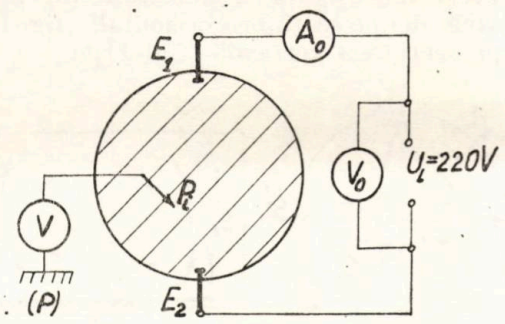


Fig. 1. Amplasarea celor doi electrozi în schemele electrice nr. 1, 2 şi 3.

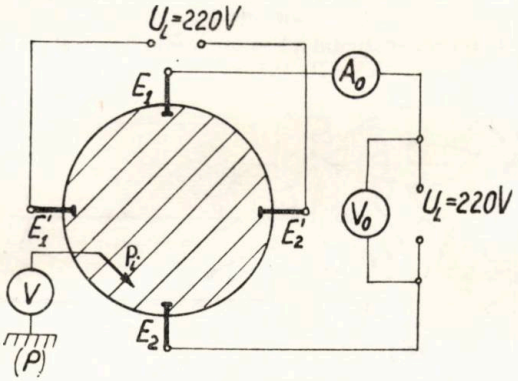


Fig. 2. Amplasarea celor patru electrozi în schemele electrice nr. 4, 5, 6, 7, 8 şi 9.

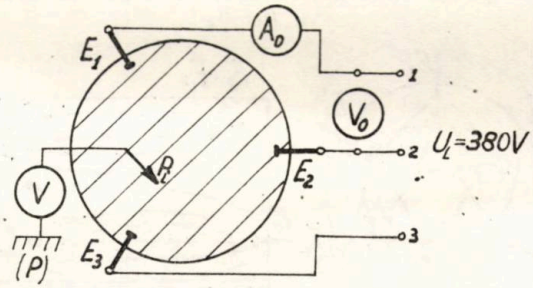


Fig. 3. Amplasarea celor trei electrozi în schemele electrice nr. 10, 11 şi 12.

rinţei modelului fizic. Potenţialul unui punct P_i faţă de placa metalică P a modelului fizic (masa metalului topit) se măsoară cu voltmetrul V. Cu voltmetrul V_0 se măsoară tensiunea de alimentare a modelului fizic, iar cu ampermetrul A_0 se măsoară curentul eficace care străbate masa materialului cercetat, de la un singur electrod.

Stabilirea circuitelor de parcurgere a curentului electric de conducţie. Se ştie că curentul de conducţie urmează în conductorul masiv liniile de cîmp electric, iar acestea sînt perpendiculare pe liniile şi suprafeţele echipotenţiale din interiorul modelului fizic. De aceea, pe baza potenţialelor determinate s-au stabilit, pe trei nivele de lucru, liniile echipotenţiale (liniile întrerupte)

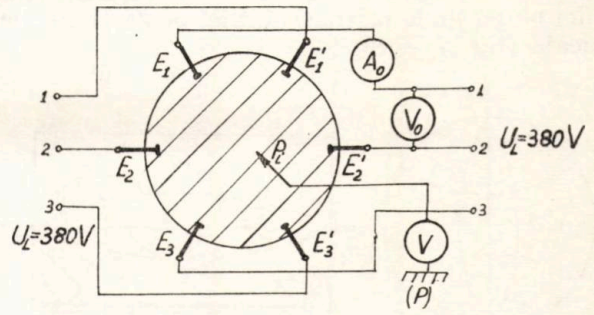


Fig. 4. Amplasarea celor şase electrozi în schemele electrice nr. 13, 14, 15, 16, 17 şi 18.

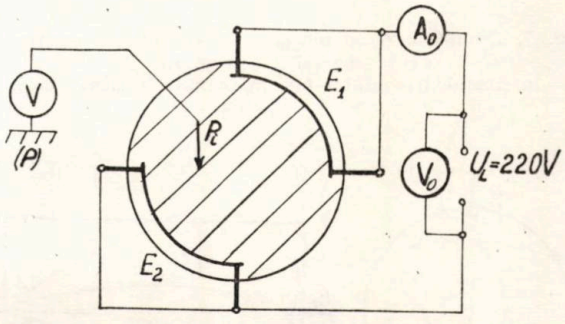


Fig. 5. Amplasarea celor doi electrozi sub formă de segmente circulare în schemele electrice nr. 19, 20 şi 21.

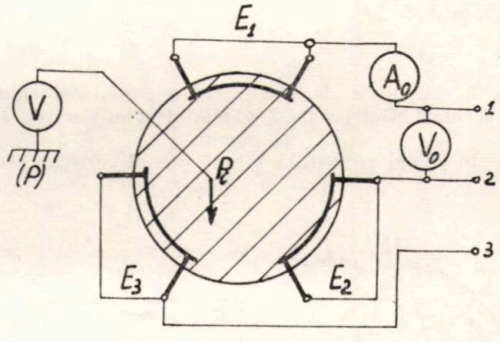


Fig. 6. Amplasarea celor trei electrozi sub formă de segmente circulare în schemele electrice nr. 22, 23 şi 24.

şi liniile de cîmp electric (liniile continue) acestea din urmă reprezentînd şi circuitele de parcurgere a curentului electric de conducţie (fig. 7 —14).

Stabilirea amplasamentelor electrozilor astfel ca densitatea curentului electric să asigure o încălzire uniformă în interiorul modelului fizic

Analizînd structura distribuţiilor cîmpului electric în interiorul modelului fizic şi ţinînd seamă de toate variantele de amplasare a elec-

trozilor, variante posibile practic şi experimentate pe modelul fizic, în ideea asigurării unei densităţi cît mai uniforme a curentului electric, rezultă următoarele :

— Variantele cu doi electrozi diametral opuşi nu asigură o densitate de curent uniformă, nici pe secţiune orizontală, nici pe secţiune verticală (fig. 7 şi 8).

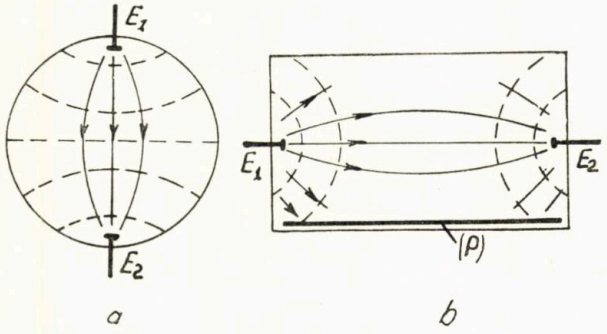


Fig. 7. Circuitele de parcurgere a curentului electric în cazul schemei electrice nr. 2 :
a — în planul orizontal ; *b* — în planul vertical, secţiunea E_1-E_2.

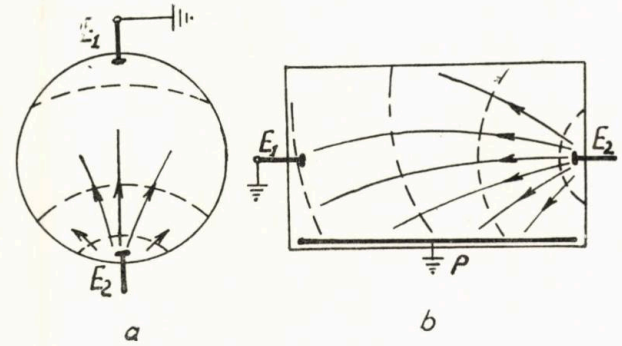


Fig. 8. Circuitele de parcurgere a curentului electric în cazul schemei electrice nr. 2, cu placa P şi un electrod E_1 puşi la pămînt :
a — în planul orizontal ; *b* — în planul vertical, secţiunea E_1-E_2.

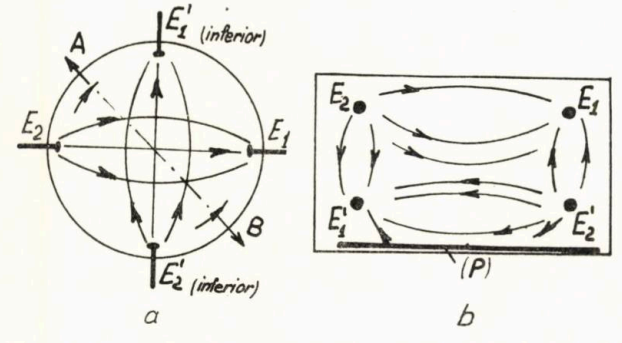


Fig. 9. Circuitele de parcurgere a curentului electric în cazul schemei electrice nr. 6 :
a — în planul orizontal ; *b* — în planul vertical, secţiunea $A-B$.

— Variantele cu patru electrozi plasaţi la nivelul mijlociu şi cu 2 + 2 electrozi plasaţi la nivele diferite asigură o densitate de curent relativ uniformă pe o singură secţiune verticală (fig. 9,*b* şi 10,*b*). Pe secţiunea orizontală nu se asigură o densitate de curent uniformă (fig. 9,*a* şi 10,*a*).

— Varianta cu trei electrozi plasaţi la acelaşi nivel nu asigură o densitate de curent uniformă nici pe secţiunea orizontală (fig. 11,*a*), nici pe secţiunea verticală (fig. 11,*b*).

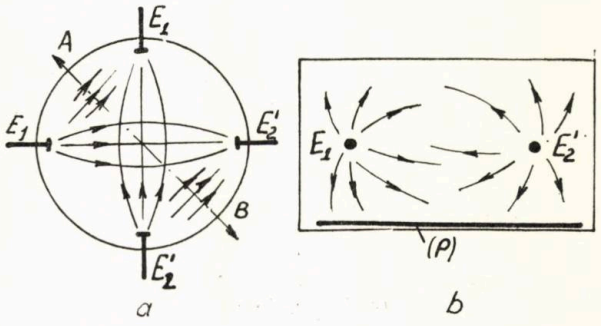


Fig. 10. Circuitele de parcurgere a curentului electric în cazul schemei electrice nr. 8 :
a — în planul orizontal ; *b* — în planul vertical, secţiunea $A-B$.

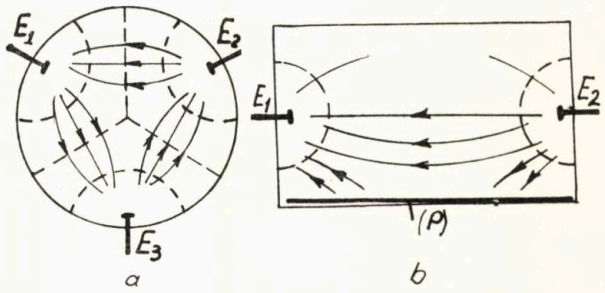


Fig. 11. Circuitele de parcurgere a curentului electric în cazul schemei electrice nr. 11 :
a — în planul orizontal ; *b* — în planul vertical, secţiunea E_1-E_2.

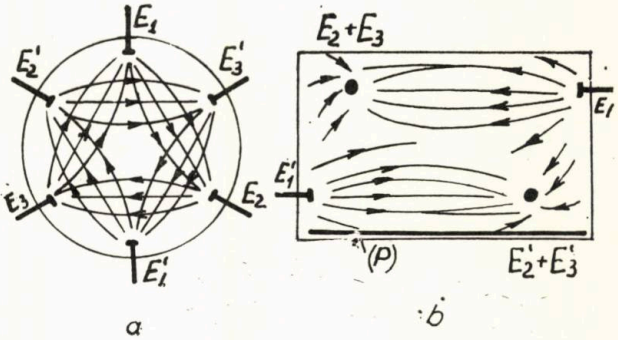


Fig. 12. Circuitele de parcurgere a curentului electric în cazul schemei electrice nr. 15 :
a — în planul orizontal ; *b* — în planul vertical, secţiunea $E_1-E'_1$.

— Varianta cu trei electrozi plasaţi la nivelul superior şi trei electrozi plasaţi la nivelul inferior asigură o densitate uniformă pe secţiunea verticală (fig. 12,*b*) şi o densitate de curent relativ uniformă pe secţiunea orizontală (fig. 12,*a*). În distribuţia curenţilor din figura 12,*a*

se constată o zonă verticală cilindrică cu un diametru egal cu aproximativ a zecea parte din diametrul modelului fizic, în care cîmpul electric este extrem de redus, ceea ce echivalează cu o încălzire a materialului foarte redusă.

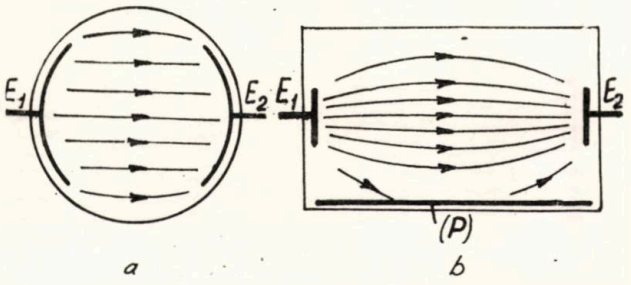


Fig. 13. Circuitele de parcurgere a curentului electric în cazul schemei electrice nr. 20:
a — în planul orizontal; *b* — în planul vertical, secțiunea E_1-E_2.

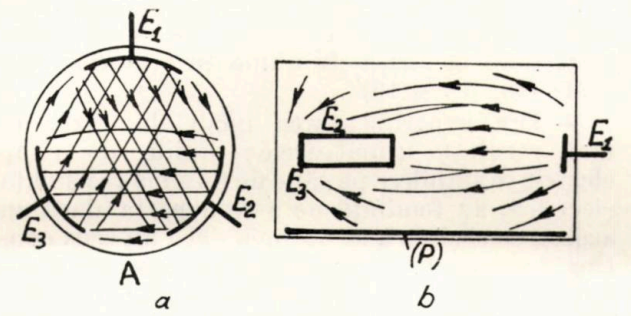


Fig. 14. Circuitele de parcurgere a curentului electric în cazul schemei electrice nr. 23:
a — în planul orizontal; *b* — în planul vertical, secțiunea E_1-A.

— Varianta cu șase electrozi plasați toți la același nivel nu asigură o încălzire uniformă, pe verticală. Pe orizontală asigură o încălzire uniformă, chiar mai bună decît cea din figura 12,*a*.

— Variantele cu doi sau trei electrozi, sub forma unor segmente circulare, asigură o încălzire uniformă pe secțiunea orizontală (fig. 13,*a* și 14,*a*) dar nu asigură o încălzire uniformă pe verticală (fig. 13,*b* și 14,*b*).

Pentru a asigura o încălzire uniformă în interiorul modelului fizic trebuie să se utilizeze varianta din figura 12, *b* combinată cu varianta din figura 14,*a* adică: trei electrozi sub formă de segmente circulare plasați la nivelul inferior și alți trei de aceeași formă la nivelul superior. Această variantă optimă este realizată pe modelul fizic experimentat dar nu este realizabilă în practică din cauza formei și dimensiunilor electrozilor circulari.

Practic este realizabilă și acceptabilă varianta din figura 12, cu trei electrozi la nivelul inferior și trei electrozi rotiți cu 180° — plasați la nivelul superior. În această variantă densitatea medie de curent în interiorul modelului fizic, măsurată în A/m², este dată în figura 15,*a* (pe orizontală) și în figura 15,*b* (pe verticală) densitatea maximă de curent fiind considerată 100 %.

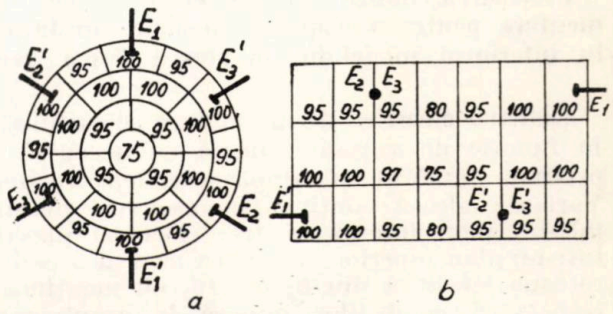


Fig. 15. Densitatea relativă de curent în interiorul modelului fizic în cazul schemei electrice nr. 15:
a — în planul orizontal; *b* — în planul vertical.

Structura densităților de curent din figura 15 poate fi considerabil îmbunătățită (uniformizată) dacă se mărește diametrul electrozilor de alimentare pînă la proporția aproximativă $\frac{d}{D}=\frac{1}{4}$, unde d este diametrul electrodului, iar D — diametrul modelului fizic. În acest caz cea mai scăzută densitate (75 A/m²) ajunge la valoarea 95 A/m². De menționat că distanța x dintre planul electrozilor E_1, E_2, E_3 și planul electrozilor E_1', E_2', E_3' în condiția unui material cercetat omogen este dată de relația:

$$(2R)^2 > x^2 + R^2 > \left(2R\frac{\sqrt{3}}{2}\right)^2,$$

în care R este raza modelului fizic (raza cuptorului în zona unde urmează să se amplaseze electrozii).

Relația precedentă se mai poate scrie:

$$\sqrt{3}R > x > R\sqrt{2}$$

Nerespectarea inegalității $x < \sqrt{3}\cdot R$ duce la apariția unei zone centrale, neîncălzite, între planurile electrozilor (constatare pe modelul fizic).

Nerespectarea inegalității $x > \sqrt{2}\cdot R$ duce la modificarea distribuției cîmpului electric și a densităților de curent prin aceea că distanțele între E_1' și E_2, E_2' și E_3, E_3' și E_1 devin mai mici decît E_1 și E_2, E_2 și E_3, respectiv E_3 și E_1, iar liniile de cîmp se închid (nedorit) între E_1' și E_2, E_2' și E_3, respectiv E_3' și E_1.

De asemenea, se impune respectarea echidistanţelor între electrozii din acelaşi plan orizontal, pentru a nu se modifica distribuţia cîmpului electric.

Precizarea naturii reţelei electrice de alimentare pentru a asigura o încălzire uniformă în interiorul modelului la starea fizică rece

Reţeaua electrică de alimentare se stabileşte în funcţie de varianta aleasă ca acceptabilă privind numărul şi amplasarea electrozilor. Varianta aleasă conţine trei electrozi plasaţi într-un plan inferior şi trei electrozi plasaţi într-un plan superior. Această variantă necesită reţeaua electrică din figura 16, cu menţiunea respectării condiţiilor impuse la amplasarea electrozilor.

Schema din figura 16 conţine două transformatoare trifazate coborîtoare de tensiune reglabile. Un transformator alimentează electrozii din planul inferior, iar celălalt transformator alimentează electrozii din planul superior. Variaţia caracteristicilor reţelei şi transformatoarelor (valorile tensiunii nominale şi a curentului de conducţie, raportul de transformare al transformatoarelor etc.) nu modifică distribuţia liniilor de cîmp electric. Ceea ce se modifică este, evident, valoarea energiei disipate în materialul cercetat într-o perioadă de timp dată, adică viteza de încălzire a materialului cercetat. Pe modelul fizic s-a determinat cîmpul electric din figura 12, la tensiunile 50 şi 380 V, şi s-au obţinut aceleaşi rezultate de principiu. Pentru un caz practic însă unde se impune, de exemplu, energia W care trebuie transmisă materialului cu rezistenţa electrică R, în timpul t, rezultă tensiunea de alimentare

$$U = \sqrt{\frac{RW}{t}}$$

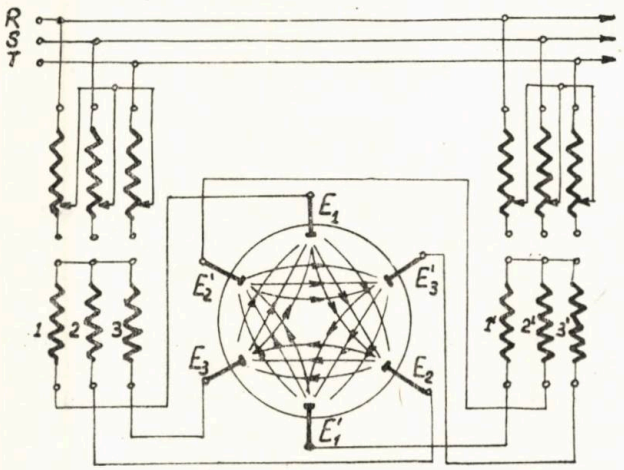


Fig. 16. Schema electrică de alimentare a cuptorului electric, cu şase electrozi pe două nivele de încălzire.

Concluzii privind posibilităţile de încălzire electrică a coloanei de materiale în vrac

— Modelul fizic experimentat a permis stabilirea circuitelor de parcurgere a curentului electric de conducţie în toate variantele de scheme electrice considerate concludente.

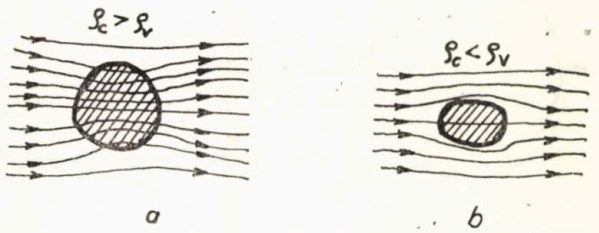


Fig. 17. Distribuţia cîmpului electric, în prezenţa unor corpuri cu rezistivitate de volum diferită.

— În ideea asigurării unei distribuţii uniforme a cîmpului electric (deci a unei încălziri uniforme a materialului cercetat) s-au stabilit amplasamentele acceptabile ale electrozilor şi reţeaua electrică de alimentare corespunzătoare (fig. 12 şi 16).

— Din experimentarea modelului fizic au mai rezultat următoarele: liniile de cîmp electric se stabilesc pe căile de minimă rezistenţă electrică, au tendinţă de a se depărta dacă au acelaşi sens şi de a se apropia dacă au sens contrar. La introducerea unor corpuri reci (cu rezistivitatea de volum ρ_c) în materialul cercetat (cu rezistivitatea de volum ρ_v) se constată că dacă $\rho_c < \rho_v$ liniile de cîmp se concentrează în corpul introdus (fig. 17, *a*), iar dacă $\rho_c > \rho_v$ liniile de cîmp ocolesc corpul introdus (fig. 17, *b*), deci tocmai invers de cum ar fi necesar, corpurile reci ($\rho_c \gg \rho_v$) sînt ocolite de liniile de cîmp electric, accentuîndu-se astfel neuniformitatea încălzirii.

— Neuniformitatea încălzirii coloanei de materiale atrage după sine modificarea consumului specific precalculat de energie electrică. În consecinţă trebuie ca tensiunea de alimentare a electrozilor să fie reglabilă.

— Valoarea maximă a acestei tensiuni se determină din valoarea maximă a rezistenţei electrice a materialului cercetat (în zona în care se alege montarea electrozilor), precum şi din consumul specific de energie necesar elaborării şarjei, după legea transformării energiei electrice în energie calorică, prin efectul Joule-Lenz:

$$KQ = 0{,}24 \frac{U^2_{max}}{R_{max}} \cdot t,$$

unde K este o constantă determinată de procesul de fabricare, care arată ponderea intensificării electrice. Pentru o reţea monofazată

rezultă :

$$U_{max} = \sqrt{\frac{K \cdot Q \cdot R_{max}}{0{,}24 \cdot t}}$$

Adaptată la reţeaua trifazată din figura 16 este necesară o tensiune maximă de fază, în secundarele transformatoarelor

$$U_{f\,max} = \frac{U_{max}}{\sqrt{m \cdot n \cdot k_0}} = \sqrt{\frac{K \cdot Q \cdot R_{max}}{0{,}24 \cdot t \cdot m \cdot n \cdot k_0}}$$

unde $m = 2$ este numărul seriilor de electrozi (numărul transformatoarelor), iar $n = 3$ — numărul fazelor. Constanta k_0 este raportul dat de rezistenţa materialului dintre doi electrozi din sistemul trifazat (fig. 16) către rezistenţa materialului dintre electrozii diametral opuşi (sistem bifazat) :

$$k_0 = \frac{R\sqrt{3} \cdot \rho_v}{2R \cdot \rho_v} = \frac{\sqrt{3}}{2}$$

Admiţînd $K = 0{,}8$ (ceea ce înseamnă că 80 % din energia cocsului se înlocuieşte cu energie electrică), $Q = 53 \cdot 10^6$ calorii, $t = 3\,600$ s, rezultă :

$$U_{f\,max} = \sqrt{\frac{0{,}8 \cdot 53 \cdot 10^6 \cdot R_{max}}{0{,}24 \cdot 3600 \cdot 2 \cdot 3 \cdot \sqrt{\frac{3}{2}}}} = 100\sqrt{R_{max}}$$

sau tensiunea maximă de linie :

$$U_{l\,max} = 173\sqrt{R_{max}}$$

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

Cuptor de călire cu căptuşeală de fibră ceramică. Un cuptor de călire instalat la uzina Safir din Villeurbanne (Franţa) a fost căptuşit în doar 70 h cu material din fibră ceramică. După această operaţie cuptorul a putut fi pus în funcţiune imediat. În cazul materialelor refractare clasice ar fi fost necesar un timp îndelungat de uscare şi de montare. Fibra ceramică utilizată este Triton Kaowool, fabricată de Morganite Ceramic Fibres din Neston-Anglia şi Liège-Belgia.

Acest material poate fi utilizat la temperaturi pînă la 1 260°C, iar greutatea lui corespunde unei şesimi din cea a cărămizii refractare izolante. Acest material este perfect rezistent şi nu este afectat de dilataţie termică, din cauza faptului că orice dilataţie individuală a fibrelor este absorbită de materialul însuşi. În forma sa cea mai densă conductivitatea este cu 35% inferioară celei a cărămizii izolante, iar capacitatea calorifică reprezintă o pătrime din cea a cărămizii refractare. Aceste proprietăţi fac posibilă o reducere considerabilă a timpului de încălzire şi de răcire, permiţînd economii de combustibil care ajung pînă la 15%.

Reducerea costului instalaţiei. Cuptorul Safir a fost conceput pentru a funcţiona la o temperatură de 950°C. Dimensiunile interioare ale cuptorului sînt de 2,6 m × 2 m × 1,3 m, ceea ce dă o suprafaţă totală de 12 m², care a fost acoperită cu 60 m² căptuşeală. După înlăturarea căptuşelii existente, faţa interioară a cuptorului a fost mai întîi acoperită cu un strat de 60 mm de lînă minerală. Pe urmă faţa caldă a fost acoperită cu patru straturi de Triton Kaowool de 25 mm grosime, fiecare reprezentînd o densitate de 128 kg/m³. Ansamblul straturilor de lînă minerală şi de fibră ceramică a fost fixat cu dibluri sudate pe faţa internă a cuptorului. Această metodă simplă de fixare—posibilă din cauza greutăţii mici a fibrei ceramice—permite căptuşirea rapidă şi eficace, reduce cu 50% costul instalaţiei în comparaţie cu cărămida refractară izolantă.

(*L'Usine Belge, Belgia, nr. 2330, 1973, p. 8*)

S.U.A. — O nouă linie de laminare a sîrmei de cupru. Societatea Southwire (Carrollton, Georgia), specializată în turnarea continuă a sîrmei de cupru, va instala o linie SCR (Southwire continuons rod) la uzina Howthorne (Chicago, Illinois) a Western Electric Cy. Inc.

Linia este concepută pentru fabricarea sîrmei de cupru de ⌀8 mm (5/16 in) şi mai mult, într-un ritm de 22,5 t/h pe baza unei bare de 2 580 mm² (4 in²) secţiune, turnată continuu.

Bara este produsă de o roată de turnare de 2 430 mm diametru (96 in) şi laminată la o linie continuă cu 12 caje, concepută şi construită de Morgan Construction Cy.

După ieşirea din laminor sîrma trece într-o instalaţie de decapare înainte de a pătrunde în înfăşurător. Această unitate de decapare curăţă sîrma şi o acoperă cu un produs de protecţie împotriva oxidării în cursul uscării.

Această linie va înlocui laminorul clasic de sîrmă de la uzina din Howthorne şi va produce bobine fără sudură, ajungînd la 6 000 kg, pe cînd laminorul clasic produce bobine fără sudură doar de 113 kg.

(*Cuivre-Laitons-Alliages. Elveţia, nr. 1, 1973, p. 9*)

★

Piaţa mondială a tablei cositorite. Piaţa tablei cositorite s-a îmbunătăţit recent. Mai multe linii de producţie au fost date în funcţiune de Ferblatil (Belgia), Dofasco şi Stelco (Canada), Russelstein (R. F. Germania), N.K.K. şi Nippon Steel (Japonia), Iscor (Africa de Sud), Ensidesa (Spania) şi British Steel Corporation.

Cel mai mare producător occidental sînt Statele Unite (36,3%), urmate de Piaţa Comună (20,7%), Japonia (13%) şi Marea Britanie (9,6%).

Cel mai mare consumator este tot S.U.A. (36,3%), urmate de Piaţa Comună (13,9%), Japonia (7,3%) şi Marea Britanie (7%).

(*La Métallurgie et la Construction Mécanique, Franţa, vol. 105, nr. 3, 1973, p. 90*)

Unele probleme ale danturării roților dințate cu module mari

Ing. G. Adam și ing. B. Bende
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 621.833 621.91

La agregatele siderurgice se utilizează un număr mare de angrenaje cilindrice cu modul mare (de la 18 la 50 mm) atît cu dinți drepți cît și cu dinți înclinați. Se întîlnesc asemenea roți la capetele de acționare ale mașinilor de aglomerare, la melanjoare, la macaralele de turnare, la manipulatoarele cajelor degrosisoare grele și în alte locuri. Ele sînt supuse unor solicitări și unei uzuri abrazive intense și, în consecință, atelierele de întreținere execută în mod regulat asemenea angrenaje, ele necesitînd diferite grade de precizie.

Condițiile tehnico-organizatorice sînt cele ale unei producții de unicate, greu planificabile și anume :

— execuția unei varietăți mari de dimensiuni, în general în termene scurte și cu un parc de mașini-unelte universale ;

— posibilitatea utilizării unor scule dintr-un stoc existent sau executate în sculăria proprie ;

— necesitatea unei productivități ridicate atît pentru reducerea costurilor, cît și pentru realizarea unor cicluri de fabricație foarte scurte.

Orice danturare mare comportă două faze : eboșarea și danturarea.

Dat fiind costul ridicat al sculelor de rulare (freze melc) și al sculelor profilate (freze disc sau freze deget) se preferă eboșarea cu alte scule. În acest sens scula ideală pentru eboșare este freza disc unghiulară nedetalonată, cu un unghi de așa mărime încît fundul dintelui să rezulte la cota finită sau cu un adaos minim, iar pe flancuri să rămînă un adaos mic și pe cît posibil uniform.

Metoda grafică pentru determinarea unghiului acestei freze dă o precizie suficientă și necesită desenarea profilului finit al golului dintelui.

Finisarea profilului se poate face cu freză deget, freză disc sau freză melc. Utilizarea frezei deget este inevitabilă la module foarte mari unde diametrul minim posibil al frezei disc depășește diametrul maxim de freză disc ce se poate monta în mașina de danturat.

Pentru finisarea danturilor cu modul mai mic decît acesta trebuie ales între freza disc profilată și freza melc.

De regulă, la module mari, cu freza disc se poate aplica un regim de lucru mai intens care, în special, la mașinile prevăzute cu dispozitive de divizare dinte cu dinte, parțial sau total automatizate, compensează cu prisosință timpul de mers în gol corespunzător divizării.

La module și lățimi mari se poate aplica un regim mai intens cu freză disc și din următoarele motive :

— La executarea cu freza melc este necesară o durabilitate a sculei corespunzătoare timpului necesar tăierii tuturor dinților deoarece schimbarea sculei „în șpan" este foarte dificilă, iar la freză disc este suficient ca durabilitatea să corespundă timpului necesar tăierii unui singur dinte al roții.

— Durabilitatea frezei melc trebuie să fie mult mai mare și din cauza costului foarte ridicat, iar pentru reascuțire chiar în caz că se poate face pe loc, se consumă mult timp.

Toate considerentele de mai sus au dus la utilizarea frecventă a frezei disc și, în consecință, la necesitatea găsirii unei metode de rezolvare rapidă a determinării profilului sculei, în așa fel ca să se obțină un desen de sculă ușor de executat și geometrie optimă din punct de vedere al condițiilor de așchiere. Înlocuirea profilului evolventic cu arce de cerc nu este aplicabilă, în principal din cauza modulelor mari și din cauză că sistemele cunoscute se referă numai la danturi nedeplasate, tot mai puțin utilizate. Este știut că profilul sculei corespunde cu cel al piesei numai în cazul unghiului de degajare nul, pentru o așchiere bună fiind însă nevoie de unghiuri de degajare relativ mari și unghi de așezare cît mai constant.

Pentru proiectarea sculelor (freză disc și cuțit de detalonare) inginerului proiectant i se ridică următoarea problemă date fiind :

z — numărul de dinți ;
m — modulul normal, mm ;
α — unghiul de angrenare ;
f_o — coeficientul înălțimii dintelui ;
ω_o — coeficientul jocului la fund ;
ς — deplasarea specifică a unei roți dințate.

Caracteristicile frezei disc cu care se frezează această roată dințată fiind :
γ — unghiul de degajare ;
z_1 — numărul de dinți ai frezei ;
D — diametrul exterior al frezei disc ($D = 2r_{max}$),
se determină :

a — analitic, profilul golului dintelui, indicînd coordonatele carteziene (x, y) ale profilului, una din axe fiind o rază a roții care trece prin mijlocul golului dintelui ;

b — analitic, profilul tăișului frezei disc, indicînd coordonatele carteziene x', y' ale tăișului frezei disc ;

c — presupunînd că freza este detalonată oblic sub unghiul „β" după o spirală Arhimede dată de ecuația: $dr = \frac{kz_1}{2\pi} d\theta$ să se determine coordonatele profilului sculei de ordinul doi (x'', y'') folosit pentru detalonarea frezei;

d — unghiul de așezare a tăișului frezei în timpul frezării într-un punct oarecare al tăișului frezei (α_1);

e — fiind date un set de came de detalonare cu adîncimile de detalonare $K = k_1, k_2, k_3 \ldots k_n$ să se determine cama de detalonare k_i și unghiul de detalonare astfel ca unghiul de așezare al frezei să satisfacă în orice punct al tăișului condiția:

$$4^\circ \leqslant \alpha_1 \leqslant 12^\circ \quad \text{pentru} \quad 0^\circ < \beta < 90^\circ$$

și să satisfacă condiția de: min. [max. (α_1) — — min (α_1)] adică diferența dintre unghiul de așezare maxim și minim (de-a lungul tăișului) să fie minimă.

În cele ce urmează se redă soluția problemelor enunțate, fără a se mai prezenta deducțiile matematice, notațiile fiind explicate pe baza figurilor alăturate formulelor obținute.

a. Pentru profile în evolventă soluția este (fig. 1):

$$x = R_x \sin \varphi_x$$

$$y = R_x \cos \varphi_x - R_1,$$

unde:

x și y reprezintă coordonatele curente ale unui punct de pe evolventă;

R_x — o rază oarecare a roții dințate în limitele înălțimii dintelui + 4 mm;

R_i — raza de fund.

Pentru trasarea profilului se aleg perechi de puncte corespunzătoare diametrului de divizare, de rulare, celui exterior și intervale de 2 — 5 mm pe rază.

Mărimea intervalelor poate fi oricare și se prescrie pentru fiecare caz în parte.

b. În figura 2 este reprezentată o secțiune perpendiculară pe axa de rotație a frezei disc în timpul frezării golului dintelui, unde:

$x = x'$;

$AP = y$ — ordonata golului dintelui;

$AP' = y'$ — ordonata tăișului frezei disc;

γ — unghiul de degajare;

n_r — normala la raza în punctul P';

n_p — normala la planul tăișului frezei.

Rezultă transformarea:

$$1^0 \quad x' = x;\ y' = r_{max.} \cos\gamma - \sqrt{r^2_{max.} \cos^2\gamma - 2\, r_{max.} y + y^2}$$

ceea ce dă coordonatele tăișului frezei (un punct P (x, y) a golului dintelui va fi tăiat de punctul $P'_{(x',\,y')}$ a tăișului frezei dată de transformarea (1).

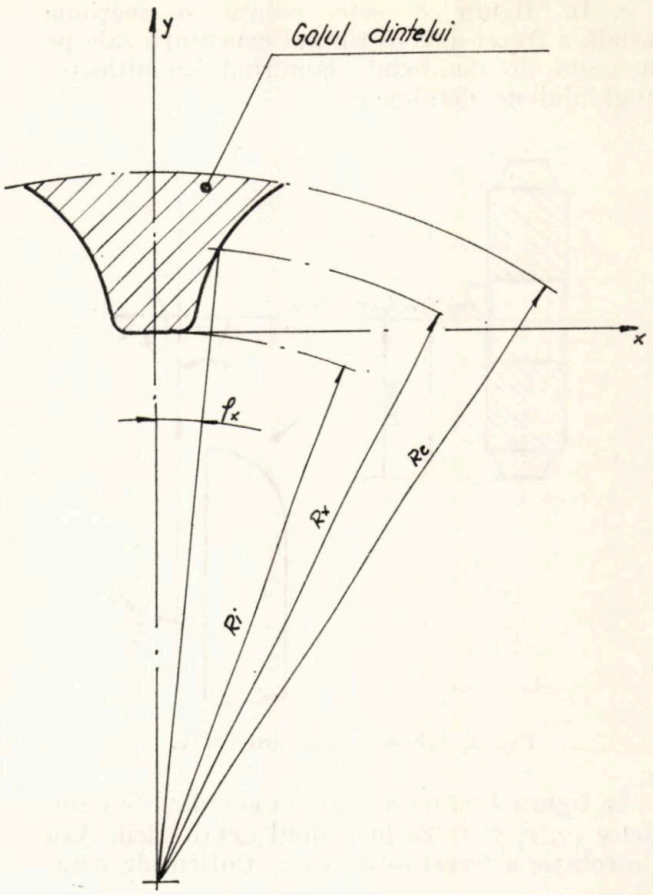


Fig. 1. Sistemul de coordonate pentru trasarea golului dintelui.

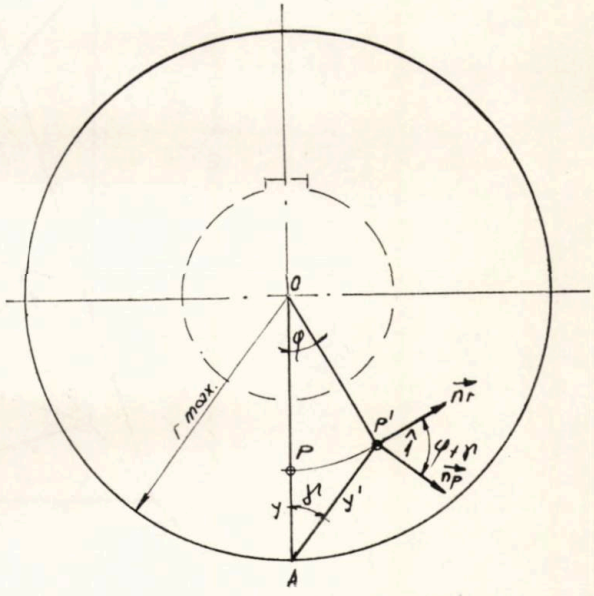


Fig. 2. Secțiune perpendiculară pe axa frezei.

c. În figura 3 este redată o secțiune axială a frezei disc în timpul executării sale pe strungul de detalonat, lămurind semnificația unghiului de detalonare.

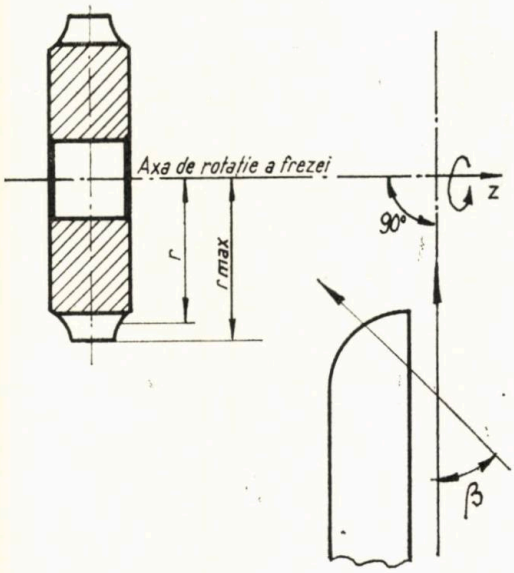


Fig. 3. Schema detalonării oblice.

În figura 4 se reprezintă în coordonate cilindrice (γ, r, z) freza în timpul detalonării. Axa de rotație a frezei este axa z. Cuțitul de detalonare se află în planul $\varphi = 0$. Pentru o reprezentare mai ușoară (freza disc se rotește cu viteza unghiulară ω = constant) se ia un sistem de referințe legat de freză (un sistem care se rotește împreună cu freza disc).

Rezultă transformarea:

$$2^0 \quad x'' = x + \frac{\left[\arcsin\left(\frac{r_{max.}\sin\gamma}{r_{max.} - y}\right) - \gamma\right] \cdot k \cdot z_1 \cdot \sin\beta}{2\pi}$$

$$y'' = y - \frac{\left[\arcsin\left(\frac{r_{max.}\sin\gamma}{r_{max.} - y}\right) - \gamma\right] \cdot k \cdot z_1 \cdot \cos\beta}{2\pi}$$

d. În figura 5 în punctul P este desenat vectorul de viteză de înaintare a cuțitului de detalonare $\vec{K}$, având componentele:

$$3^0 \qquad K_\varphi = \omega r \, K_z = \frac{z_1 \cdot k \cdot \omega}{2\pi} \cdot \sin\beta$$

$$K_r = \frac{z_1 \cdot k \cdot \omega}{2\pi} \cdot \cos\beta$$

În figura 6 este redată semnificația unghiului $\hat{2}$. Unghiul de așezare al tăișului frezei va fi (α_1):

$$4^0 \qquad tg\,\alpha_1 = \frac{|K''|}{K\varphi} = \frac{k \cdot z_1 \cdot \sin(\hat{2} + \beta)}{2\pi\,(r_{max.} - y)}$$

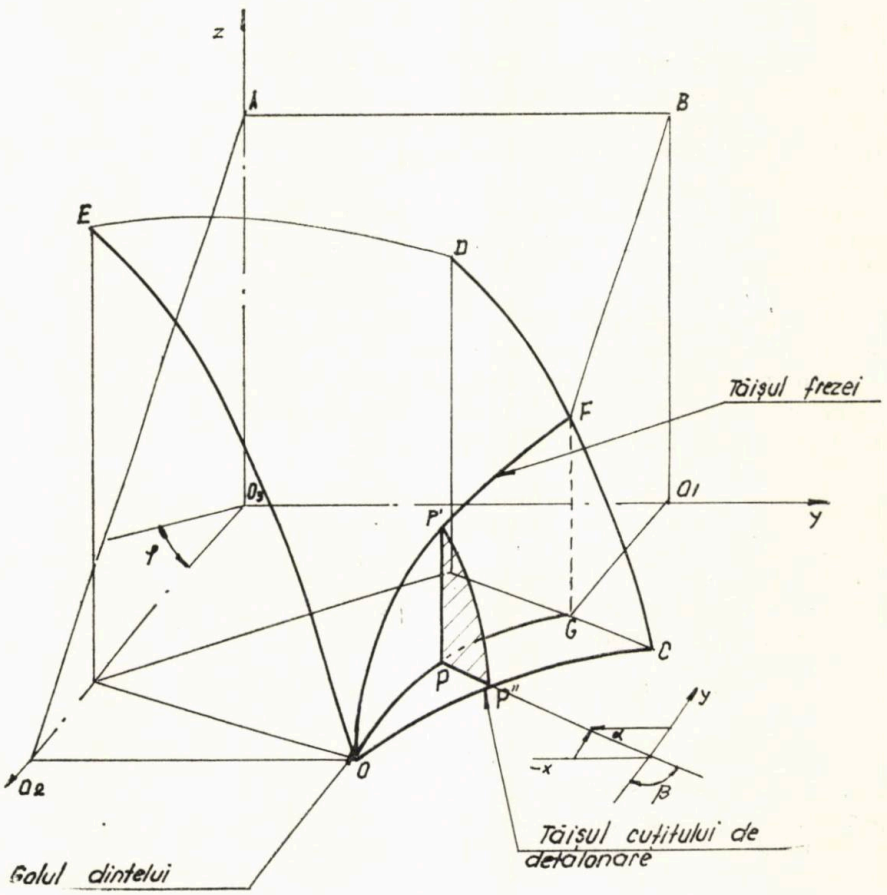


Fig. 4. Coordonatele frezei în timpul detalonării.

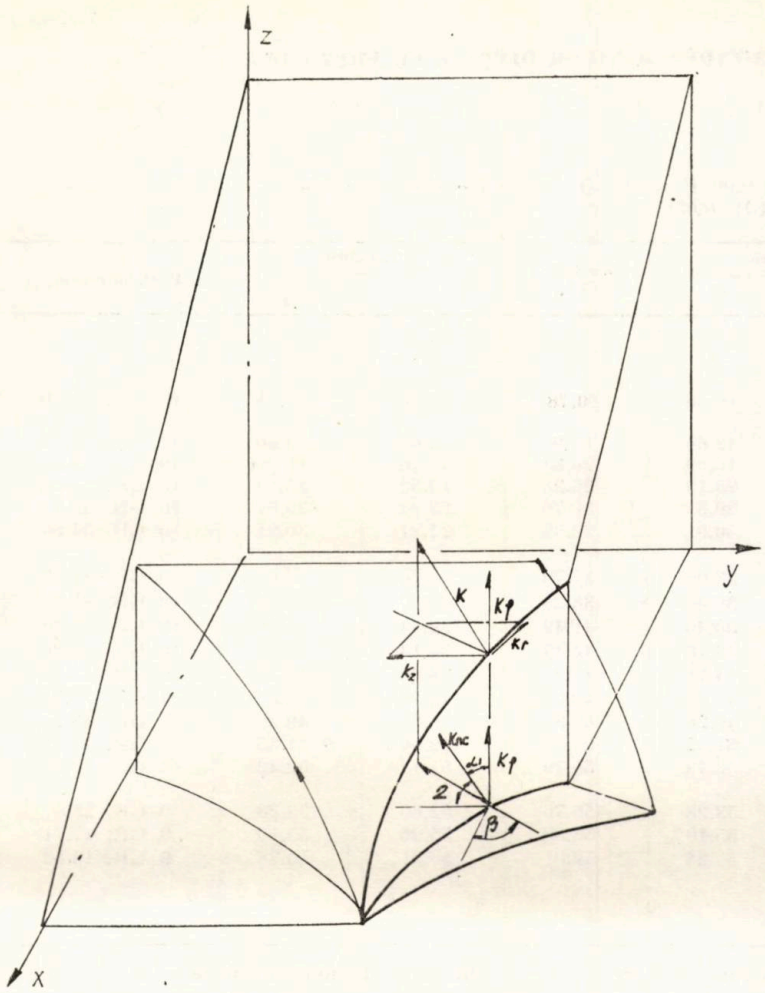


Fig. 5. Vectorii de viteză ai cuțitului de detalonare. ←

e. Această problemă nu este în general rezolvabilă analitic doar în cazul cînd $\frac{dx}{dy/r_{max.}-y}$ are un maxim relativ care nu este în punctele $x = 0$ și $x = x_{max.}$ dar relația (4) permite rezolvarea ei numerică prin alegerea lui β, ceea ce în cazul rezolvării cu ajutorul calculatoarelor electronice nu prezintă nici o dificultate.

Determinarea profilului pe cale manuală necesită calcule laborioase, motiv pentru care la C.S. Hunedoara s-a recurs la utilizarea calculatorului electronic.

În concordanță cu cele de mai sus au fost întocmite programele necesare pentru unul din calculatoarele existente la C.S. Hunedoara (Elliott 803 B), rezultatele obținute fiind redate în faximilul alăturat (tabela 1).

S-a calculat cu metoda descrisă frezele necesare danturării angrenajelor unor escavatoare (modul 26) roților dințate (modul 26) de pe tamburul principal de cablu al macaralei de turnare de la oțelărie, frezele pentru roțile ultimelor trepte de angrenaje de la capul de acționare al mașinii de aglomerare și alte freze pentru diverse angrenaje mari, obținîndu-se o reducere substanțială a timpului necesar proiectării și trasării frezelor, iar în urma rezolvării teoretice complete a problemei se obțin freze care asigură un profil corect și au unghiuri favorabile așchierii.

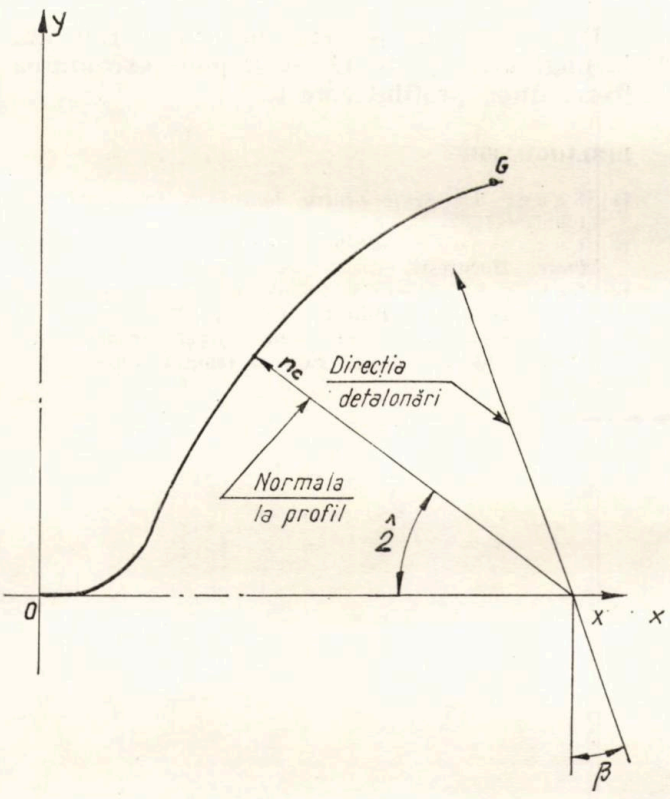


Fig. 6. Unghiul de detalonare și normala la profil. ←

Din cele prezentate mai sus rezultă următoarele concluzii :

—Metoda de calcul descrisă înlocuiește metodele de aproximare a evolventei pin arce de cerc, care pentru module mari, danturi deplasate și unghiuri de degajare mari nu sînt precise. Asemenea angrenaje se întîlnesc în special la instalațiile din siderurgie, ale industriei materialelor refractare și ale materialelor de construcție.

—Calculul obișnuit, cu mașini de calculat electromecanice, necesită 6—8 ore, iar calculul și prezentarea scrisă a datelor cu ajutorul calculatorului se realizează în circa 5 min [3].

Rezolvarea cu ajutorul calculatorului a permis studiul unui număr mare de cazuri din analiza cărora rezultă că :

Tabela 1

COORDONATE PENTRU EXECUTAREA ROȚILOR DINȚATE CU FREZĂ DISC

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA
SERVICIUL UTILAJ ȘI TEHNOLOGIE

DESEN NR.:
ROATA DINȚATĂ: M = 26.00 Z = 11 A = 20 GR. 0.00′ F = 1.00 O = 0.25 T = 0.50 P = 3.00
FREZA DISC: Z = 10 D = 248.00 G = 15 GR. 0.00′

Nr.	RX	Indice de identificare	Golul dintelui		Tăiș freză Y1	Tăiș cuțit		Unghi de așezare
			X	Y		X_2	Y_2	
0	123.50	Raza interioară						
1	134.38	Raza de bază	11.53	10.38	10.78	12.08	10.38	11 GR. 5.49
2	136.63	. . . . .	12.00	12.60	13.09	12.68	12.60	11 GR. 54.72
3	144.27	. . . . .	15.00	19.99	20.84	16.16	19.99	10 GR. 46.63
4	149.71	. . . . .	18.00	25.12	26.25	19.53	25.12	10 GR. 41.69
5	154.31	. . . . .	21.00	29.37	30.76	22.88	29.37	10 GR. 36.83
6	156.00	Raza de rostogolire	22.20	30.91	32.39	24.21	30.91	10 GR. 34.80
7	158.41	. . . . .	24.00	33.08	34.70	26.20	33.08	10 GR. 31.63
8	162.15	. . . . .	27.00	36.39	38.25	29.52	36.39	10 GR. 25.94
9	165.64	. . . . .	30.00	39.40	41.49	32.84	39.40	10 GR. 19.70
10	168.91	. . . . .	33.00	42.16	44.49	36.14	42.16	10 GR. 12.86
11	172.01	. . . . .	36.00	44.71	47.27	39.45	44.71	10 GR. 5.38
12	174.97	. . . . .	39.00	47.07	49.86	42.76	47.07	9 GR. 57.24
13	177.81	. . . . .	42.00	49.28	52.30	46.06	49.28	9 GR. 48.42
14	180.54	. . . . .	45.00	51.35	54.59	49.36	51.35	9 GR. 38.91
15	182.00	Raza exterioară	46.64	52.42	55.79	51.17	52.42	9 GR. 33.39
16	183.18	. . . . .	48.00	53.28	56.76	52.66	53.28	9 GR. 28.67
17	185.74	. . . . .	51.00	55.10	58.80	55.96	55.10	9 GR. 17.71
18	186.00	Raza exterioară + + 4mm	51.31	55.28	59.01	56.31	55.28	9 GR. 16.52

Unghiul de detalonare = 90 Valoarea camei = 7.00 Numărul de dinți ai frezei = 20

— Pentru a obține unghi de așezare favorabil ($4° \leqslant \alpha_1 \leqslant 12°$) și variația minimă a acestuia este necesară de regulă detalonarea oblică și adîncimea de detalonare mare. În această situație diferența dintre profilul cuțitului de detalonat și profilul frezei nu este neglijabilă.

— Diferența dintre profilul tăișului frezei și profilul golului dintelui este influențată de unghiul de degajare și adîncimea dintelui. Ea este în orice caz neglijabilă pentru unghiul de degajare $\gamma < 10°$.

Pentru roți de precizie mijlocie și ridicată, la unghiuri γ peste 10° se impune executarea frezei după profilul corect.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sauer L. *Scule pentru danturare.* București, Ed. tehnică, 1962.
[2] Lăzărescu I. *Calculul și construcția sculelor așchietoare.* București, Ed. tehnică, 1962.
[3] Sauer L., Horovitz B. ș.a. *Angrenaje*, vol. I și II. București, Editura tehnică, 1970.
[4] Ruzicka V. *Controlul roților dințate* (traducere din limba cehă). București, Editura tehnică, 1959.

Păţan R., p. 219—221 CD 338.45

L'augmentation du degré d'utilisation économique des capitaux fixes—résultat de la diversification de la production, de l'amélioration de la qualité et de l'économie des ressources

On examine l'augmentation des capitaux fixes, la politique générale d'investissements, l'efficience d'utilisation des capitaux fixes et la rentabilité de la production au Complexe sidérurgique—Hunedoara.

Forizs Şt. et *Kaba E.*, p. 222—226 CD 662-664:662.749.2

Recherches et expérimentations demi-industrielles concernant l'utilisation du charbon de Bărbăteni dans la charge de cokéfaction à la Cokérie du Complexe sidérurgique—Hunedoara

On expose quelques aspects de l'extension de la base de matières premières pour cokéfaction, par la mise en valeur des nouvelles réserves de charbon cokéfiant indigène mises en exploitation dernièrement. On présente les résultats des recherches effectués au Complexe sidérurgique—Hunedoara concernant l'utilisation des charbons de Bărbăteni dans les conditions complexes de la cokerie.

Les recherches ont été entreprises pour la détermination des caractéristiques physiques, chimiques et technologiques de ces charbons, pour leur cokéfaction expérimentale en phase pilote (boîtes de 100 kg) et industrielle. Les mêmes recherches ont été entreprises pour le mélange des charbons Lupeni — Uricani — Bărbăteni utilisé aux charges complexes usuelles de la cokerie de Hunedoara.

Ainsi ont été établies l'influence de l'utilisation des charbons de Bărbăteni sur la qualité du coke et leur proportion admissible dans la charge, pour assurer un coke métallurgique correspondant aux exigences du Complexe sidérurgique — Hunedoara.

Mazur Margareta, p. 227—231 CD 662.749.363.2:66.074

L'épuration biologique des eaux usées phénoliques à la Cokérie de Hunedoara

À la Cokérie de Hunedoara on a experimenté à l'échelle-pilote la méthode d'épuration biologique des eaux usées phénoliques à l'aide de la boue activée.

Les résultats obtenus indiquent un degré de réduction de la teneur en phénols de 99,9%.

Achim A., p. 232—233 CD 622.785:549.742.12:552.54

L'utilisation de la poussière de chaux et de dolomie comme intensificateurs du processus d'agglomération

L'addition de la poussière de chaux, utilisée comme agent intensificateur du processus d'agglomération, présente quelques avantages : elle joue le rôle de liant dans la phase de micro-pelletisation ; renferme une grande quantité de CaO ; dégage, par hidratation, une importante quantité de chaleur ayant un grand rôle pour le processus de sintérisation ; améliore la résistance mécanique et la granulation de l'aggloméré.

Les expériments entrepris à la Fabrique d'agglomération no. 1 du Complexe sidérurgique—Hunedoara, dans des conditions de maintien constant des paramètres de fonctionnement et d'enfournement, ont démontré que la productivité des machines d'agglomération croît en même temps avec le pourcentage d'utilisation de la poussière de chaux dans la charge d'agglomération. De même, l'addition de poussière de chaux a une influence sur la résistance mécanique de l'aggloméré en l'améliorant.

Gheorghişor Gh., Fotopolos C., Cotar I., Riza M. et *Bratu C.*, p. 234—238 CD 669.162.267.4(498)

Quelques problèmes de l'injection du mazout aux hauts fourneaux et les résultats obtenus au Complexe sidérurgique de Hunedoara

Les quantités de combustible auxiliaire injèctable dans le creuset des hauts fourneaux augmentent à mesure que le rapport entre la teneur en hydrogène et celle en carbone s'amoindrisse. De même croît l'indice de substitution du coke.

Au Complexe sidérurgique de Hunedoara ont été mises au point un procédé et des equipements d'injection du mazout pour un haut fourneau de 300 m³. On a obtenu une réduction considérable de la consommation du coke (par rapport au fonctionnement avec des quantités relativement réduites de gaz méthane).

Le procédé est en train de vérification pour des hauts fourneaux d'un volume plus grand.

Boiangiu Cr., Dan C. et *Katra Fr.*, p. 239—241 CD 669.183.211.36

Quelques considérations concernant la durabilité des voûtes basiques des fours Martin — 400 t

On présente quelques aspects liés à l'adaptation du four Martin, au point de vue de la construction, pour les conditions de marche à l'oxygène, de sorte que la consommation spécifique de réfractaires soit maintenue dans des limites acceptables, même dans le cas d'une augmentation sensible de l'intensité du soufflage.

En outre, on présente l'influence du regime de soufflage pour l'oxygène, des régimes thermiques et de la qualité des réfractaires sur la durabilité des voûtes.

Rădulescu Gh., Faur S., Deheleanu C. et *Boiangiu Cr.*, p. 242—245 CD 669.82 : 662.611.25

Considerations concernant l'intensification des processus métallurgiques dans le four Martin à l'oxygène

Quelques aspects des recherches industrielles ayant comme but la mise au point d'une technologie d'élaboration pour l'acier dans les fours Martin de grande capacité. Le mémoire présente les principaux paramètres technologiques, le degré d'enrichissement en oxygène de l'air de combustion, les vitesses de combustion du carbon et de réchauffement du bain métallique, le dosage du minérai, le régime thermique et le moment de début et d'arrêt du soufflage de l'oxygène dans le bain métallique établis à l'aide de ces recherches. L'application de cette technologie a conduit à l'accroissement de la productivité horaire des fours, à la diminuation de la consommation de combustible et des réfractaires.

Rusu B. et *Puşcău Livia*, p. 245—248 CD 669.14.018.291 : 629.113

Quelques aspects métallurgiques de la fabrication de l'acier pour automobiles

Le mémoire traite quelques aspects métallurgiques concernant la fabrication des aciers pour la construction des automobiles. On passe en revue les conditions techniques de réception sur les éprouvettes traitées, ayant une haute résistance (en plus de 150 kg/mm²) et ensuite on présente une série d'éléments technologiques caractéristiques pour les conditions d'élaboration dans les fours électriques du Complexe sidérurgique—Hunedoara. Les coulées obtenues correspondent aux exigences des normes internes.

Пэцан Р., *р.* 219—221 ДК 338.45

Увеличение степени экономического использования основного капитала — результат разновидности производства, улучшения качества и экономии ресурсов

Аналитизируются: увеличение основного капитала на Металлургическом Комбинате в Хунедоаре, политику капиталовложений вообще, эффективность использования основного капитала, рентабельность производства.

Фориш Шт. и *Каба Е.*, р. 222—226 ДК 662—664.662.749.2

Исследования и полупромышленные опыты по использованию углей Бэрбэтени в шихте коксования на коксохимическом заводе Металлургического Комбината в Хунедоаре

В работе представлены аспекты проблемы расширения сырьевой базы для коксования по поводу делать производительным новых резервов собственных коксующихся углей, добываемых в последнее время.
Представляются результаты исследований на М.К. в Хунедоаре по использованию углей Бэрбэтени в условиях сложных шихт на коксохимическом заводе в Хунедоаре.
Исследования сделаны с целью определения физико-химических и технологических характеристик этих углей, опытного (ящики в 100 кг) и промышленного коксования отдельных углей, или в определенных соотношениях в смеси Лупень-Урикани-Бэрбэтени в используемых сложных шихтах на коксохимическом заводе в Хунедоаре.
Таким образом определялось влияние использования углей Бэрбэтени на качество кокса и на соотношение допустимое в шихте с целью получения металлургического качественного кокса, соответствующего требованиям М.К. в Хунедоаре.

Мазур Маргарета, *р.* 227—231 ДК 662.749.363.2:66.074

Биологическая очистка сточных фенолных вод на коксохимическом заводе в Хунедоаре

На коксохимическом заводе в Хунедоаре в полупромышленной установке исследовалась метода биологической очистки активным шламом сточных фенолных вод.

Достигнутые результаты показывают степень восстановления в 99,9 % содержания фенола.

Аким А., *р.* 232—233 ДК 622.785:549.742.12.552.54

Использование известковой и доломитной пыли интенсификатором агломерационного процесса

Присадка известковой пыли, использованной интенсификатором агломерационного процесса, представляет некоторые преимущества: играет роль связки в фазе микропелетизации, содержит большое количество CaO, выделяет при гидратации существенное количество тепла с важной ролью в процессе спекания, улучшает механическую прочность и грануляцию агломерата.

Опыты проведены на аглофабрике № 1 Металлургического комбината в Хунедоаре в условиях неизменимого выдерживания показателей работы и шихты, доказали, что производительность агломашин возрасла одновременно с процентом использования известковой пыли в аглошихте. Оказывает влияние и на механическую прочность агломерата в направлении её улучшения.

Георгиашор Г., *Фотополос К.*, *Котар И.*, *Риза М.* и *Брату К.*, *р.* 234—238 ДК 669.162.267.4(498)

Проблемы вдувания мазута в доменную печь и достигнутые результаты на Металлургическом Комбинате в Хунедоаре

Количества дополнительного топлива, вдуванного в горн доменной печи увеличиваются по мере уменьшения отношения содержания водорода к содержанию углерода. Тоже так растёт и показатель замены кокса.

На М.К. в Хунедоаре разработаны метода и установки для вдувания мазута в доменную печь в 300 м³, получив резкие сокращения расхода кокса (по сравнению с работой с примерно уменьшительными количествами природного газа).

Метода проверяется и на доменной печи с большим полезным объёмом.

Бояндэиу Кр., *Дан К.* и *Катра Фр.*, *р.* 239—241 ДК 669.183.211.36

О сроке службы основных сводов 400-тонных мартеновских печей

Представляются некоторые проблемы приспособления по конструкции матерновской печи для работы с кислородом так, что удельный расход огнеупоров остаться в принимаемых пределах даже в условиях резкого увеличения интенсивности продувки.

Анализируется также влияние режима продувки кислорода, тепловых режимов и качества огнеупоров на срок службы сводов.

Рэдулеску Г., *Фаур С.*, *Дежелеану К.*, и *Бояндэиу Кр.*, *р.* 242—245 ДК 669.183.2:662.611.25

Соображения по интенсификации металлургических процессов в мартеновской печи с кислородом

В работе показываются некоторые аспекты промышленных исследований по установлению технологии выплавки стали в мартеновских печах большой ёмкости. Были установлены главные технологические характеристики, степень обогащения первичного воздуха кислородом, скорости горения углерода и нагрева металлической ванны, составление руды, тепловой режим и начальный момент и момент окончивания продувки кислорода в металлическую ванну. Применение этой технологии с установленными характеристиками привело к повышению часовой производительности печей, к сокращению расхода топлива и огенупоров.

Русу Б. и *Пускэу Ливия*, *р.* 246—248 ДК 669.14.018.291:629.113

Некоторые металлургические аспекты производства стали для автомобилей

Работа рассмативарет некоторые металлургические аспекты производства сталей для автомобилей.

Păţan R., p. 219–221 DK 338.45

Erhöhung des wirtschaftlichen Ausnutzungsgrades der festen Fonds-Ergebnis der Diversifikation der Produktion, der Verbesserung der Güte und der Ersparung der Hilfsmirtel

Die Erhöhung der feste Fonds beim Eisenhüttenkombinat Hunedoara, die Politik der Investitionen im allgemein, die Wirksamkeit der Verwendung der fester Fonds und die Wirtschaftlichkeit der Produktion werden untersucht.

Forizs Şt. und *Kaba E.*, p. 222–226 DK662.664.662.749.2

Halbindustrielle Untersuchungen und Erprobungen über die Verwendung der „Bărbăteni" — Kohle in der Koksfüllung beim Kokschemischen Werk des Eisenhüttenkombinates Hunedoara

In der Arbeit werden einige Gesichtspunkte der Frage der Erweiterung der Rohrstoffbasis für Verkokung durch Verwertung der neuen verkokbaren inländischen in der letzten Zeit im Abbau befindenden Kohlenlagerstätten vorgelegt.

Die Ergebnisse der beim Eisenhüttenkombinat Hunedoara unternommen Untersuchungen über die Verwendung der „Bărbăteni"—Kohle unter den beim Kokschemischen Werk Hunedoara bestehenden Komplexeinsatzbedingungen werden dargelegt.

Die Untersuchungen haben die Ermittelung der physikalischen, chemischen und technologischen Eigenschaften dieser Kohlen sowie die Bestimmung ihrer Zeitveränderung bezweckt. Es wurden versuchsmässig (Buchsen mit 100 kg Inhalt) als auf industriellen Masstab Experimentalverkokungen der Einzelkohlen sowie in bestimmten Verhältnisse im „Lupeni—Uricani—Bărbăteni—Gemisch in den üblichen Komplexeinsätze des Kokschemischen Werkes Hunedoara unternommen.

Auf dieser Weise wurde der Einfluss der Verwendung der „Bărbăteni" — Kohle auf die Koksgüte sowie das zulässige Zusatzverhältnis im Einsatz um einen den Erfordernisse des Eisenhüttenkombinates Hunedoara entsprechenden Hochofengütekoks zu sichern, festgestellt.

Mazur Margareta, p. 227–231 DK 662.749.363.2:66.074

Biologische Reinigung der Phenolabwässer beim Kokschemischen Werk Hunedoara

Beim Kokschemischen Werk Hunedoara wurde versuchsmässig die Methode der biologischen Reinigung der Phenolabwässer mittels Belebtschlamm erprobt.

Die erzielten Ergebnisse zeigen ein Verminderungsgrad des Phenolgehaltes von 99%.

Achim A., p. 232–233 DK 622.785:549.742.12:552.54

Die Verwendung des Kalk und Dolomitstaubes als Intensivierungsmittel des Sintervorgangs

Der Kalkzusatz als Intensivierungsmittel des Sintervorgangs weist einige Vorteile auf: er spielt die Rolle eines Bindemittel in der Mikropelletisierungsphase, enthält einen hohen Gehalt an CaO, entwickelt eine bedeutende Wärmemenge die eine wichtige Rolle im Sintervorgang spielt, verbessert die mechanische Festigkeit sowie die Kornzusammensetzung des Agglomerates.

Die unternommenen Versuche bei der Sinteranlage Nr. 1 des Eisenhüttenkombinates Hunedoara, mit Konstanthaltung der Betriebsparameter und des Einsatzes, haben gezeigt dass die Leistungsfähigkeit der Sintermaschinen sich mit dem Verwendungsprozent des Kalkstaubes im Sintereinsatz erhöht.

Es hat einen Einfluss auch auf die mechanische Festigkeit des Agglomerates im Sinne dessen Verbesserung.

Gheorghişor Gh., Fotopolos C., Cotar I., Riza M. und *Bratu C.* p. 234–238 DK669.162.267.4(498)

Einige Fragen des Oleinblasens in Hochöfen und die beim Hüttenkombinat Hunedoara erzielten Ergebnisse

Die im Hochofengestell einspritzbare Hilfsbrennstoffmengen erhöhen sich um je Kleiner das Verhältnis Zwischen Wasserstoff-und Kohlenstoffgehalt wird. Im selben Mass erhöht sich auch die Ersetzungszahl des Kokses.

Beim Hüttenkombinat Hunedoara wurde eine Methode und eine Einrichtung für das Heizöleinblasen in einem 300 m^3 Hochofen ausgearbeitet, in dem ungefähr 100 kg/Tonne Gusseisen wirksame oxydiert wurden, wobei wichtige Herabsetzungen des Koksverbrauches (im Vergleich mit dem Betrieb mit verhältnismässig kleine Methanmengen) erzielt wurden.

Die Methode wird gegenwärtig auch bei Hochöfen mit höheren Nutzvolumen geprüft.

Boiangiu Cr., Dan C. und *Katra Fr.*, p. 239–241 DK 669.183.211.36

Betrachtungen über die Dauerhaltbarkeit der basischen Gewölbe bei den 400 — To-Martinöfen

Es werden einige Gesichtspunkte über der vom Konstruktiven Standpunkt aus gesehener Anpassung des Martinofens an die Sauerstoffbetriebsbedingungen dargelegt, so dass der spezifische Verbrauch an feuerfeste Stoffe auch bei merkliche Erhöhungen der Einblasintensität in zulässige Grenzen aufrechterhalten bleibt.

Der Einfluss der Sauerstoffeinblasebetriebsart, der thermischen Zustände sowie der Einfluss der feuerfesten Stoffe auf die Dauerhaltbarkeit der Gewölbe wird ebenfalls untersucht.

Die durchgeführten konstruktive Änderungen wiedergeben und kennzeichnen den neuzeitlichen Martinofen.

Rădulescu Gh., Faur S., Deheleanu C. und *Boiangiu Cr.*, p. 242–245 DK 669.183.2:662.611.25

Betrachtungen über die Intensivierung der Hüttenvorgänge im Sauerstoff — Martinofen

In der Arbeit werden einige Gesichtspunkte der industriellen Untersuchungen die für die Festlegung der Stahlerschmelzungstechnologie im Martinhochleistungsofen durchgeführt wurden, dargelegt. Die technologischen Hauptparameter, der Sauerstoffanreichungsgrad der Verbrennungsluft, die Verbrennungs geschwindigkeit des Kohlenstoffes und die Erwärmungsgeschwindigkeinten des Metallbades, die Erzdosierung, der thermische Betriebszustand und der Zeitpunkt der Anfahrt und der Abstellung des Sauerstoffeinblasens im Metallbad wurden festgestellt. Die Anwendung dieser Verfahrenstechnik mit festgestellten Parameter hat zur Erhöhung der Stundenleistung der Öfen und zur Verringerung des Verbrauches an Brennstoff und an feuerfesten Materialien geführt.

Păţan R., p. 219—221 DC 338.45

The increase of economic usage degree of investment permanent funds, a result of production diversification, quality improvement and resource saving

It presents: the increase of the investment permanent funds at C.S.H., a general view of the investments policy, permanent funds usage efficiency, production rentability.

Forizs Şt. and *Kaba E.*, p. 222—226 DC 662.664:662.749.2

Some researches and semi-industrial experiments on the utilization of the coal from Bărbăteni in coke packing at the coke-chemical plant—Hunedoara Iron and Steel Complex

The paper deals with some aspects of widening the raw material basis for the process of coking using the newly discovered reserves of local coking coal which were put into exploitation during the recent period.

There are presented the results of the researches caried on at C.S.H. regarding the utilization of the coal from Bărbăteni in the complex heat at Hunedoara coke-chemical plant.

The researches were mainly directed towards the determination of the chemical, physical and technological characteristics of this coal. Also there were carried on experiments in the pilot phase (boxees of 100 kg) and industrial coking of each individual sort of coal as well as of the mixture of coal coming from Lupeni, Uricani and Bărbăteni in the complex heats from U.C.C.H.

Thus it was determined the influence of the utilization of the coal from Bărbăteni on the quality of the coke and the admitted ratio of this type of coal into the charge in order to get a metallurgical coke adequated to the requirements of C.S.H.

Mazur Margareta, p. 227—231 DC 662.749.363.2 : 66.074

Biological treatment of used phenolic waters from Hunedoara coking chemical plant

Hunedoara CCP has experimented, on a cocking mass scale, the biological method of treating the used phenolic waters with active sludge.

The results indicate a somehow reduction in the phenols amount of about 99,9%.

Achim A., p. 232—233 DC 622.785 : 549.742.12 : 552.54

Lime and dolomite powder used as intensifiers in the sintering process

Lime powder addition used as intensifier of the sintering process gives some benefits: it is a binder in the micro-pelletizing phase, it contains a large quantity of CaO, it releases through hydration, an important quantity of heat with a great role in the sintering process, it improves the mechanical strength and the agglomerate granulation.

The experiences made at no. 1 sintering plant at C.S.H., with constant maintenance of operational and charge parameters, showed the growth of sintering machines productivity and of the utilizing procent of lime powder in sintering charge. At the same time it influences the mechanical strength of the sinter by improving it.

Gheorghişor Gh., *Fotopolos C.*, *Cotar I.*, *Riza M.* and *Bratu C.*, p. 234—238 DC 669.162.267.4(498)

Some considerations on the oil injection to blast furnaces and the results reached at Hunedoara Iron and Steel Complex (C.S.H.)

Quantities of auxiliary injectable fuel in the crucible are growing with the reduction of the ratio between the hydrogen and carbon content. At the same time, the coke substitution coefficient grows.

The method and the equipments for the oil injection into a 300 m³ blast furnace were developed at Hunedoara Iron and Steel Complex-important reductions of coke consumption being obtained (as compared to the relative small quantities while operating with natural gas).

The method is testing now at blast furnaces with greater working volume.

Boiangiu Cr., *Dan C.* and *Katra Fr.*, p. 239—241 DC 669.183.211.36

Some considerations on the life of the 400 t open hearth's basic roofs

The paper discusses the modifications of the open hearth furnace for oxigen blowing, so that the refractories specific consumption be kept within the reasonable limits even under the conditions of a considerable growth of the blowing intensity.

At the same time it is an analisys of the oxigen blowing rate influence of the thermal conditions as well as of the quality of the refractories on the life of the roofs.

Rădulescu Gh., *Faur S.*, *Deheleanu C.* and *Botangiu Cr.*, p. 242—245 DC 669.183.2 : 662.611.25

Considerations regarding the intensification of the metallurgical processes in the open hearth furnace

There are presented some aspects of the industrial researches made to establish the technology of steelmaking in large open hearth furnaces. The main technological parameters, the rate of enriching the combustion air with oxigen were established, as well as the speeds of carbon combustion and bath heating, the ore burdening, the thermal condition and the moment of the beginning and stopping the oxigen blowing in the molten metal. The application of this technology with the established parameters led to the increase of the hourly efficiency of furnaces and a lower consumption of fuel and refractories.

Rusu B. and *Puşcău Livia*, p. 246—248 DC 669.14.018.291:629.113

Some metallurgical aspects of the automative steelmaking

This work shows some metallurgical aspects concerning the steelmaking destinated to be used in the automative industry.

After having a general view over the technical conditions of the reception done on treated samples, samples which show high rezistence (over 150 kgf/mm²), a series of technological elements is given, characteristic to the conditions of elaboration in the electric furnaces from the Hunedoara—Iron and Steel Complex.

These facts have permitted the elaborated charge to be kept within the frame of the internal lows.

Găvănescu N. and *Lung O.*, p. 249—252 DC 669.14.018.252.3

Aspects of the production technology for the automatic steel

The paper presents the characteristics of the alloying-deoxidation technology and rolling of the AUT 12 steel meant for working on automatic machine.

Găvănescu N. et *Lung O.* p. 249—252 CD 669.14.018.252.3

Aspects concernant la technologie de fabrication de l'acier de décolletage

On présente les particularités de la technologie d'alliage — désoxydation et laminage de l'acier AUT 12, destiné pour l'usinage sur des machines automatiques.

En assurant une teneur en manganèse en plus de 0,7% pour l'acier, ainsi qu'une addition de titane, on contribue à l'élimination de la fragilité de l'acier.

La technologie appliquée assure la réalisation des billettes de bonne qualité.

Marinescu I., Ştefan N. et *Puşcău Livia*, p. 253—255 CD 669.14.298

Recherches sur l'accroissement du degré de pureté de l'acier à roulements produit par le Complexe sidérurgique—Hunedoara

La technologie d'élaboration de l'acier à roulements en employant la désoxydation par précipitation, realisée à l'aide d'aluminium immersé.

Les recherches ont porté sur deux variantes :

I — Désoxydation préliminaire poussée à l'aluminium (0,8—1,0 kg/t) introduit par immersion dans le four, après l'évacuation du laitier ;

— Desoxydation finale en poche avec aluminium et AlCaSi.

II — Désoxydation poussée à l'aluminium, comme pour la variante I, et désoxydation en poche seulement avec aluminium.

Ilca I., p. 256—259 CD 669.15—194 : 621.785.1

Détermination du gradient et des tensions thermiques des aciers inoxydables pendant le préchauffage

Les résultats des recherches expérimentales et analytiques effectuées au Complexe sidérurgique—Hunedoara pour la determination du gradient et des tensions thermiques en phase de prechauffage des aciers inoxydables austénitiques.

La bonne concordance des résultats a permis d'établir la valeur de la température du four industriel au moment de l'enfournement des lingots froids, présentant la garantie d'un gradient maximale inferieur à la valeur critique.

Samoilescu S., p. 260—265 CD 669.14.018.29 : 539.4/.5

Travaux de recherches concernant l'amélioration des propriétés méeaniques de résistance à l'aide des traitements thermo-méeaniques à des basses températures pour un acier de construction d'usage général

On traite le problème de l'amélioration des propriétés mécaniques de résistance pour les aciers de construction d'usage général à l'aide du traitement thermomécanique de basses températures.

Après la présentation du principe de ce procédé on décrit l'installation utilisée pour les expérimentations ainsi que les résultats obtenus pour l'acier OL 37 1-n.

D'après les résultats obtenus on peut aboutir à la conclusion que, la valeur des propriétés mécaniques de résistance pour ces aciers dépend de : la température de déformation, le degré de déformation, la durée du cycle d'austénisation — déformation — traitement thérmique de trempe et la température du revenu.

Lung O., Popovici A. et *Beneş L.*, p. 265—269 CD 669.14.018.8 : 621.771.2

Aspects technologiques concernant l'élaboration et le laminage des aciers inoxydables austénitiques

On presente quelques particularités concernant les opérations suivantes : alliage, coulée et laminage de l'acier X 10 CrNiTi18.9.

Par la restriction des limites des éléments d'alliage on assure la réalisation d'un acier avec une teneur réduite en ferrite.

La mise au point de la technologie de fabrication a permis l'accroissement du rendement des billettes saines en moyenne jusqu'à environ 65%, avec des possibilités d'atteindre 70%.

Lupa V., Cernei C. et *Molotcov A.*, p. 270—274 CD 621.771.26

Le calibrage et le laminage du profile pour la fabrication des poutres de soutènement des abattages

Le mémoire présente la méthode appliquée pour le calcul du calibrage et pour la détermination du schéma de laminage d'un nouveau profile laminé, utilisé pour le soutènement des abattages de mines.

Lupa V., p. 275—279 CD 621.771.26

Le calibrage et le laminage du profile special pour soc de charrue

Le profile pour soc de charrue est un profile façonné spécial, ayant une forme complètement asymétrique, présentant périodiquement sur la longueur des épaissements locals. À cause de la section non-uniforme tant en sens transversal que en sens longitudinal, son obtention par laminage impose des exigences particulières par rapport aux profiles façonnés simples.

Le mémoire présente les caractéristiques de la forme du profile, le procédé de calibrage et d'usinage des cylindres, ainsi que les conclusions résultant des essais de laminage.

En ce qui concerne le système de calibrage on a employé la méthode de calibrage du profile large, avec certaines modifications.

Conformément aux constatations faites pendant l'essai de laminage, on a modifié le calibrage. Grâce à ces réctifications on a obtenu un profile dans des limites d'écart admissibles. En outre, on a constaté que pendant le laminage de ce profile la consommation de cylindres est plus grande ; on a établi aussi les causes.

Horvath Z. et *Braisch D.*, p. 280—286 CD 621.771.22—52 : 65.011.56

L'amélioration de la marche de l'installation d'automation complexe du blooming 1300 mm

On présente brièvement l'installation d'automation complexe d'un blooming equipé d'un calculateur de processus. Les difficultés constatées pendant l'exploitation et les améliorations apportées par la possibilité de fonctionnement en régime demi-automatique, le contrôle de la position des manipulateurs et le transport automatique du matériel en flux.

После представления технических условий приемки на образцах с высокой прочностью (свыше 150 кгс/мм²) описываются технологические элементы собственные условиям выплавки в электропечах на М.К. в Хунедоаре, которые способствовали получению шихт в рамках существующих норм.

Гэвэнеску Н. и Лунг О., p. 249—252 ДК 669.14.018.25.23

Аспекты технологии производства автоматной стали

В работе показываются особенности технологии легирования-раскисления и прокатки стали АУТ 12 для обработки на автоматах.

Обеспечение содержания марганца свыше 0,7 % в стали, а также присадка титана, способствуют удалению хрупкости стали.

Применяемая технология обеспечивает получение сутунок на соответствующем качественном уровне.

Маринеску И., Штефан Н. и *Пушкэу Ливия*, p. 253—255 ДК 669.14.298

Исследование увеличения степени чистоты подшипниковой стали на М.К. в Хунедоаре

Представлена технология выплавки подшипниковой стали с помощью раскисления, осаждением с погруженным алюминием.

Исследования провелись в двух вариантах:

1. — Предварительно сильное раскисление алюминием (0,8—1,0 кг/т), введенным в печь способом погружения после удаления шлака;

— Конечное раскисление в ковше алюминием и AlCaSi.

II. — Сильное раскисление алюминием, как в первом варианте, и раскисление в ковше только алюминием.

Илка И., p. 256—259 ДК 669.15—194:621.785.1

Определение градиента и темрмических напряжений легированных сталей в период предварительного нагрева

Работа рассматривает результаты опытных и аналитических исследований, проведенных на М.К. в Хунедоаре, по определению градиента и термических напряжений нержавеющих аустенитных сталей в период предварительного нагрева.

Хорошее совпадение результатов привело к определению величины температуры в промышленной печи в момент подачи холодных слитков, которая представляет собой гарантию одного максимального градиента ниже критической величины.

Самоилеску С., p. 260—265 ДК 669.140.18.29:539.4/5

Исследования по улучшению механических свойств и прочности с помощью термических обработок на низких температурах конструкционной стали общего назначения

В статье рассматривается проблема улучшения механических свойств прочности конструкционных сталей общего назначения термической обработкой на низких температурах.

После представления этой методы описывается установка, на которой проводились опыты, и достигнутые результаты для стали OL 371-n.

По результатам сделались выводы, что величина механических прочностных свойств этой стали зависит от: степени деформации, температуры деформации, продолжительности цикла аустенитизации-деформации-термической обработки для закалки и от температуры отпуска.

Лунг О., Попович А. и *Бенеш Л.*, p. 266—269 ДК 669.14.018.8:621.771.2

Технологические аспекты выплавки и прокатки нержавеющих аустенитных сталей

В работе описываются некоторые особенности следующих фаз: легирования, разливки и прокатки стали XIOCrNiTi 18.9.

Ограничение пределов легирующих элементов способствует получению стали с низким содержанием феррита.

Установление технологии производства привело к росту выхода годных сутунок в среднем до 65 %, с тенденцией роста до 70 %.

Лупа В., Черней К. и *Молотков А.*, p. 270—274 ДК 621.771.26

Калибровка и прокатка профилей для производства опорных балок для забоев

Работа изучает используемый метод расчета калибровки и установления прокатной схемы новых прокатных профилей для опора в забоях.

Лупа В., p. 275—279 ДК 621.771.26

Калибровка и прокатка специального профиля для лемехов плуга

Специальный профиль для лемеха плуга является фасонным специальным профилем с асимметрической формой, представляющим по длине периодически местные утолщения. Из-за неравномерного поперечного и продольного сечения, производство такого профиля требует особенных условий прокатки по сравнению с простым фасонным профилем.

В настоящей работе представляются характеристики формы профиля, метод калибровки и переработки валков, а также и выводы, сделанные во время прокатных опытов.

Что касается системы калибровки, применялся метод калибровки широкого профиля с отдельными изменениями.

В результате замечаний, проведенных на прокатном опыте, изменилась соответственно и калибровка. Таким образом получили профиль в пределах допустимых отклонений. Был установлен тот факт, что на прокатке этого профиля расход валков больше и были установлены и причины этого явления.

Хорват З. и *Браши Д.*, p. 280—286 ДК 621.771.22—52:650.11.56

Улучшения установки для комплексной автоматизации блюминга 1300 мм

В статье кратко описывается установка для комплексной автоматизации блюминга, имеющего калькулятор процесса. Представлены недостатки в эксплуатации и усовершенствования, касающиеся возможности ра-

Rusu B. und *Puşcău Livia*, p. 245—248 DK 669.14.018.291:629.113

Einige metallurgische Gesichtspunkte der Stahlherstellung für Personenkraftwagen

Die Arbeit behandelt einige metallurgische Fragen über die Herstellung der Stähle für den Bau von Personenkraftwagen.

Nach Anführung der technischen Abnahmebedingungen, die auf bei hohen Festigkeiten behandelten Proben (über 150 Kp/mm²) durchgeführt wurden, werden eine Reihe technologische Elemente angegeben, die eigen der Erschmelzungsbedingungen in den Elektroöfen des Eisenhüttenkombinates Hunedoara sind und die Erzielung der Einfassung der heruntergeschmeltzten Chargen in den Vorschriften der Betriebsnormen ermöglicht haben.

Găvănescu N. und *Lung O.*, p. 249—252 DK 669.14.018.252.3

Fragen über die Verfahrenstechnik des Automatenstahles

In der Arbeit werden die Eigenheiten der Legierungs-Desoxydations- und Walzentechnologie des für die Bearbeitung auf Automatenwerkzeugmaschinen bestimmten AUT—12 Stahles dargelegt.

Die Sicherung des von über 0,7% Mangangehaltes im Stahl sowie der Titanzusatz helfen zur Beseitigung der Sprödigkeit des Stahles.

Die angewandte Verfahrenstechnik entspricht und sichert die Erzielung von Knüppel bei einer entsprechender Gütestufe.

Marinescu I., Ştefan N. und *Puşcău Livia*, p. 253—255 DK 669.14.298

Untersuchungen über die Erhöhung des Reinheitsgrades des vom Eisenhüttenkombinates Hunedoara hergestellten Kugellagerstahles

Die Erschmelzungstechnologie des Kugellagerstahles, die die Desoxydation durch Abscheidung mittels eingetauchtes Aluminium vorsieht, wird beschrieben.

Die Untersuchungen wurden in zwei Varianten durchgeführt:

I. — Fortgeschrittene Vordesoxydation durch Aluminiumzusatz (0,8—1,0 kg/t) durch Eintauchung im Ofen eingeführt nach Abfuhr der Schlacke;

— Enddesoxydation in der Pfanne durch Aluminium und AlCaSi.

II. – Fortgeschrittene Desoxydation mit Aluminium, wie in der Variante I und eine Pfannendesoxydation nur mit Aluminium.

Ilca I., p. 256—259 DK 669.15—194:621.785.1

Bestimmung des Gradienten und der Wärmespannungen während der Vorwärmung im Falle der legierten Stähle

Die Arbeit behandelt die Ergebnisse der beim Eisenhüttenkombinat Hunedoara durchgeführten experimentallen und analytichen Untersuchungen für die Bestimmung des Gradienten und der Wärmespannungen während der Vorwärmung im Falle der nichtrostenden austenitichen Stähle.

Die güte Übereinstimmung der Ergebnisse hat die Festlegung der Temperatur des Industrieofens im Augenblick der Einführung der Kalten Blöcke erlaubt, die die Gewähr eines unter den Kritischen Wert liegenden Höchstgradienten bietet.

Samoilescu S., p. 260—265 DK 669.14.018.29:539.4.5

Untersuchungen über die Erhöhungen der Mechanischen Eigenschaften durch Thermomechanische Behandlungen bei niedrige Temperaturen bei einem üblichen Baustahl

Im Rahmen des Aufsatzes wird die Frage der Erhöhung der mechanischen Festingkeitseigenschaften der üblichen Baustähle durch thermomechanische Behandlung bei niedrige Temperatur behandelt.

Nach der prinzipielle Darstellung dieser Methode folgt die Beschreibung der Anlage auf welcher die Versuche durchgeführt wurden, sowie die Angabe der erzielten Ergebnisse im Rahmen dieser Versuche für den Stahl der Sorte OL 37 1—n.

Auf Grund der erzielten Ergebnisse wird die Schlussfolgerung gezogen dass der Wert der mechanischen Festigkeitseigenschaften dieser Stähle von: Verformungsgrad, Verformungstemperatur, die Dauer des Austenitisierungs – Verformungs – Härtebehandlungszyklus und von der Anlasstemperatur abhängt.

Lung O., Popovici A. und *Beneş L.*, p. 266—269 DK 669.14.018.8:621.771.2

Technologische Ansichten über die Erschmelzung und das Walzen der nichtrostenden austenitischen Stähle

In der Arbeit werden einige Besonderheiten der Stufen: Legieren, Giessen und Walzen des X10CrNiTi18.9 — Stahles dargelegt.

Die Einschränkung der Grenzen der Legierungselemente sichert die Erzielung eines Stahles mit niedrigem Ferritgehalt.

Die Festlegung der Verfahrenstechnik hat zur Erhöhung des Ausbringens von gute Knüppel zu ungefähr 65 % im Durchschnitt, mit einer Zuwachsneigung zu 70 % geführt.

Lupa V., Cernei C. und *Molotcov A.*, p. 270—274 DK 621.771.26

Kalibrierung und Walzen des Profils für die Herstellung der Abbaustützträger

Die Arbeit behandelt die angewandte Methode für die Kalibrierungsberechnung und Festlegung des Walzschema eines neuen Walzprofils, das für die Unterstützung der Grubenabbaue verwendet wird.

Lupa V., p. 275—279 DK 621.771.26

Die Kalibrierung und das Walzen des Sonderprofils für Pflugscharen

Das Sonderprofil für Pflugscharen ist ein besonders geformtes völlig asymmetrisches Profil mit über die Länge periodische Ortsverdickungen. Infolge des ungleichmässigen Querschnittes sowohl in der Querrichtung als in der Längsrichtung, seine Herstellung durch Walzen erfordert besondere Bedingungen im Vergleich mit den einfach geformten Profile.

In der vorliegende Arbeit werden die Formcharakteristiken des Profils, die Kalibrierungs-und Bearbeitungsmethode der Walzen sowie die während den Walzversuche gezogenen Schlussfolgerungen behandelt.

Was das Kalibrierungssystem anbelangt, wurde die Kalibrierungsmethode des flachen Profils mit bestimmte Veränderungen angewandt.

Steel embrittlement is avoided due to the over 0,7% manganese content in steel as well as to the titanium addition.

This technology is adequated and assures the fabrication of blooms at a suitable quality level.

Marinescu I., Ştefan N. and *Puşcău Livia*, p. 253–255 DC 669.14.298

Some researches on growth of the degree of purity of bearing steel

Is is presented the making technology of bearing steel by deoxidation and precipitation with the imersion of aluminium.

The researches were carried on two variants :

I. Previous deep deoxidation with aluminium (0,8—1,0 kg/t) introduced in the furnace by imersion after slag tapping.
Final deoxidation in the laddle with aluminium and Al, Ca, Si.

II. Deep deoxidation with aluminium as in the first variant and another deoxidation in the laddle with aluminium only.

Ilca I., p. 256–259 DC 669.15–194 : 621.785.1

Determination of termic gradient and stresses during the pre-heating stage in the alloyed steels

This paper presents the experimental and analytical researches results done at C.S.H. for determining the termic gradient and stresses during the pre-heating stage in the austenitic stainless steels.

The results have permitted to establish the industrial furnace temperature in the moment when cold ingots were introduced ; this gave the guarantee of a maximum gradient, inferior to the critical value.

Samoilescu S., p. 260–265 DC 669.14.018.29 : 539.4/.5

Some researches on the increase of the mechanical strength through hot mechanical treatment at low temperatures of the general structural steel

The article discusses the heightening of the mechanical strength of general structural steels through hot mechanical treatment.

After the theoretical approach of this method the paper describes the installation with which the experiments were carried on and the results that were attained for the OL 37 1—n steel.

On the basis of the results it is resumed that the values of the mechanical strength of these steels depends on the following factors ; the deformation ratio, the deformation temperature, the duration of austenizing, deformation quenching heat treatment and the annealing temperature.

Lung O., Popovici A. and *Beneş L.*, p. 266–269 DC 669.14.018.8 : 621.771.2

Technological aspects concerning the elaboration and rolling of the austenitic stainless steels

This work6 illustrates some particularities concerning alloying, casting and rolling phazes, for X10CrNiTi18.9 Steel.

A restriction of the alloying elements limits provides the elaboration of a low ferrit steel.

The chossing of the process technology has lead to an increase in the delivery of good blooms, up to about 65%, with a tendency to arrive at about 70%.

Lupa V., Cernei C. and *Molotcov A.*, p. 270–274 DC 621.771.26

Graduation and rolling of the profile used in roof beams making for stopes

The present paper deals with the method applied for estimating the graduation and the rolling scheme/diagram of a new rolled profile used for stopes support.

Lupa V., p. 275–279 DC 621.771.26

Graduation and rolling of the special profile for plaugh — share

The special profile for plaugh — shares is a special figured one, having a complete asymmetrical shape, wich shows periodical local slushings along its length.

Due to the non-uniform section, both crossward and on a longitudinal direction, its production by means of rolling asks for special conditions as opposed to the simple figured profile.

This work deals with the shape characteristics of the profile, the graduation and the working out method, as well as with the conclusions drawn during the rolling tests.

As about the graduation system, the graduation method for flat profile is used, with some changes.

As a result of the conclusions drawn on the rolling test, some fitted modifications concernning graduation were done. Due to these changes, the profile was obtained within the fixed variation limits.

It has been also ascertained that in the rolling of this profile the cylinders consumption is bigger. The causes of it were established.

Horvath Z. and *Braisch D.*, p. 280–285 DC 621.771.22–52 : 65.011.56

Improvements in the complex automatization unit of the 1300 mm cogging-mill

The article is a short presentation of the complex automatization unit of a blooming, endowed with a process-computer. The difficulties during the exploitation are presented and the improvements obtained by creating an opportunity of performance in semi-automatic conditions are shown.

The work also includes dates concerning the keyer position and the automatic transport of the material on flux.

Moldovan E., p. 287–290 DC 621.771.25.016.2 : 621.78.082

Controlled cooling of wire during hot rolling

The paper presents the influence of the pump cooling of wire on the homogeneity of properties along the wire on the improvement of the mechanical properties and on the losses through oxides forming during the process of hot rolling.

This way the tensile breaking strength has increased with 3.5–3.8 kgf/mm² for cooled wires compared with the uncooled wire. There were obtained good results concerning the constant values of the mechanical properties along the wire.

So the fluctuations decreased from ± 6 kgf/mm² to ± kgf/mm². The surface obtained is accurate, the oxide layer is very thin and easy to remove, the losses through oxides reach 0.1–0.6% weight versus 1–1.4% which is usually at the non-shock chilling.

That brings a lot of economic advantages for the steel drawing mills, a number of heat treatments being carried out and the descaling time being shortened.

Moldovan E., p. 287—290 CD 621.771.25.016.2:621.78.082

Le refroidissement dirigé du fil-machine pendant le laminage à chaud

Le mémoire présente l'influence du refroidissement forcé du fil-machine pendant le laminage à chaud sur l'homogénéisation des propriétés le long du fil sur l'amélioration des propriétes mécaniques et sur les pertes par oxydes. Ainsi la résistance à la rupture par traction a augmenté de 3,5—3,8 kg/mm² pour les fils refroidis par rapport au fil non-refroidi. De même on a obtenu des bons résultats concernant la constance des valeurs des propriétés mécaniques le long du fil et ainsi les fluctuations ont diminué de ± 6 kg/mm² jusqu'à ± 3 kg/mm². L'aspect de la surface est bon, la couche d'oxyde étant très mince et facile à détacher. Les pertes par oxydes atteignent 0,1—0,6 % du poids par rapport à 1—1,4 % pour le refroidissement lent, ceci apportant une série d'avantages économiques pour les tréfileries d'acier, en éliminant une part des traitements thermiques et réduisant la durée du décapage.

Tomoţaş T. et *Adamovits R.*, p. 291—293 CD 621.771.28:536.46

L'influence du flammage en flux à chaud sur la qualité des ébauches de tube

Les résultats des travaux de recherche concernant l'amélioration de la surface des ébauches pour tubes, laminées à partir des blooms flammés en flux à chaud, à l'aide de la machine de flammage CM—58—c.

On établit la dépendence existente entre la profondeur de flammage et les principaux facteurs technologiques du flammage : vitesse d'avancement du bloom et la pression d'oxygène aux buses. De même on a établit que le flammage à des vitesses de 20—25—30 m/min et à une pression d'oxygène aux buses de 20 kg/cm² conduit à la meilleure qualité de la surface des ébauches de tube. On recommande le flammage à une vitesse de 30 m/min, celle-ci pouvant être réduite dans le cas du laminage des lingots avec beaucoup de défauts de surface, où quand, à cause des agglomérations de métal dans le flux de laminage, la température du bloom décroît sous 1 050°C.

Popovici Maria, Benţa M., Colţun Marinela et *Rică I.*, p. 294—297 CD 669.14.018.8

L'utilisation du Quantovac ARL 31 000 pour le contrôle analytique du processus d'élaboration des aciers inoxydables

Depuis huit ans aux laboratoires du Complex sidérurgique—Hunedoara on utilise l'analyse spectrale d'emission optique sous vide pour le contrôle de la composition chimique de l'acier au carbone, de l'acier faiblement allié et de l'acier moyennement allié. Cette application a contribué, dans une grande mesure, à l'accroîssement quantitatif et qualitatif de la production d'acier.

On présente la méthodologie de travail concernant l'analyse des eprouvettes d'acier fortement allié (inox) par l'aide du Quantovac ARL 31000, pour le contrôle du processus d'élaboration.

On expose les problèmes dus aux particularités de détermination des étalons pour les aciers fortement alliés, les conditions de travail et les premiers résultats obtenus.

Saimac A., p. 298—303 CD 621.783.2

Recherches sur modèle physique concernant la distribution de l'énergie électrique dans les fours de réchauffage pour les matériaux en vrac

On traite les suivants problèmes concernant le modèle physique de la distribution de l'énergie électrique dans les fours de rechauffage pour les matériaux en vrac : les circuits de parcours du courant de conductibilité sur les lignes de champ électrique ; l'emplacement des électrodes pour assurer un réchauffage uniforme à l'interieur du modèle physique ; la nature du réseau électrique d'alimentation pour assurer un rechauffage uniforme à l'interieur du modèle en état physique froid.

Adam G. et *Bende B.*, p. 304—308 CD 621.833:621.91

Quelques problèmes de la denture des roues dentées

Un problème très important de l'entretien des outillages sidérurgiques est celui des roues dentées cylindriques à grand module. L'exposé présente le choix du meilleur outil pour ce genre de roues dentées et la méthode de calcul pour le profil—la fraise disque.

Le calcul est effectué par un ordinateur, ce qui permet aussi l'analyse d'un grand nombre de cas. On présente un exemple typique de calcul et conformément aux cas analysés, on expose les conditions dans lesquelles la fraise disque peut avoir un profil identique au celui du creux de la denture.

боты в полуавтоматическом режиме, соблюдения за положением манипуляторов и автоматического транспорта материала в потоке.

Молдован Е., *р.* 287—290 ДК 621.771.25.016.2:621.78.081

Направленное охлаждение проволоки при горячей прокатке

Работа показывает влияние принудительного охлаждения проволоки при горячей прокатке на равномерность свойств по длине нити, на улучшение механических свойств и потерь с окислями.

Таким образом стойкость на разрыв при протяжке выросла на 3,5—3,8 кгс/мм² для охлаждаемых проволок по сравнению с неохлаждаемыми. Были достигнуты, также, хорошие результаты в связи с неизменяемостью величин механических свойств по длине нити, так что колебания уменьшались от ±6 кгс/мм² до ±3 кгс/мм². Полученная поверхность хороша, слой окиси очень тонкий и его можно легко удалить, потери с окислями составляют 0,1—0,6 % (вес.) по сравнению с 1—1,4 %, как обычно встречается на медленном охлаждении, что способствовали экономической эффективности в цехе для волочения стали, устранению части термических обработок и сокращению времени травления.

Томоташ Т. и *Адамовитс Р.*, *р.* 291—293 ДК 621.771.28:536.46

Влияние пламенной горячей очистки в потоке на качество трубных заготовок

Представлены результаты исследований по улучшению качества поверхности трубных заготовок прокатаных из очищенных в горячем потоке блюмов машиной очищения типа СМ—58—с.

Определяется зависимость между глубиной очищения и главными технологическими факторами очищения, скоростью надвигания блюма и давлением кислорода в соплах.

Устанавливается, что очищение со скоростью в 20—25—30 м/мин и на давлении кислорода в соплах в 2,0 кгс/см² способствует самому хорошему качеству поверхности трубных заготовок. Рекомендуется очищение со скоростью в 30м/мин, которую можно уменьшить в случае прокатки слитков со многими поверхностными дефектами, или когда, из-за накопления металла в прокатном потоке, температура блюма снижается ниже 1050°С.

Попович Мария, *Бенца М.*, *Колцун* и *Маринела Рыкэ И.*, *р.* 294—297 ДК 669.14.018.8

Использование куантовака АРЛ 31.000 для аналитического контроля процесса выплавки неражавеющих сталей

С помощью спектрального оптического анализа эмиссии в вакууме, в лабораториях М.К. в Хунедоаре, для контроля химического состава углеродистой, низко- и среднелегированной сталей, в течении 8 лет, достигнуто количественное и качественное увеличение производства стали. В этой работе показана методика анализа образцов высоколегированной стали (нержавеющей) с помощью куантовака АРЛ 31.000 для контроля процесса выплавки.

Представляются проблемы, связанные с особенностями установления эталонов высоколегированных сталей, условия труда и полученные результаты.

Саймак А., *р.* 298—303 ДК 621.782.3

Исследование, на физической модели, распределения электрической энергии в нагревательных печах для сыпучих материалов

Представлены следующие проблемы, касающиеся физической модели распределения электрической энергии в нагревательных печах для сыпучих материалов: цепи прохода электрического тока по линиям электрического поля; расположение электродов таким образом, чтобы обеспечили равномерный нагрев внутри физической модели; природу токоподводящей сети для обеспечения равномерного нагрева внутри модели на физическом холодном состоянии.

Адам Г. и Бенде Б., *р.* 304—308 ДК 621.833:621.91

Некоторые проблемы расцепления зубчатых колес

Важнейшей проблемой ухода металлургических агрегатов является проблема цилиндрических зубчатых колёс с большими модулями. В работе представлены выбор оптимального инструмента для таких типов зубчатых колёс и метода расчёта профиля дисковой фрезы.

Расчёты провелись на электронновычислительной машине, которая способствовала и анализу больших числовслучаев. Представляется один типичный пример расчёта и, по анализированным случаям, описываются условия в которых дисковая фреза может иметь одинаковый профиль с ростом зуба.

Infolge der nach dem Walzversuch erfolgten Feststellungen wurden die entsprechenden Umänderungen der Kalibrierung vorgenommen. Dank dieser Korekturen, das Profil wurde in Grenzen der zulässigen Abweichungen hergestellt.

Er wurde ebenfalls festgestellt dass beim Walzen dieses Profils, der Verbrauch an Walzen ist höher und auch die Gründe dafür wurden festgesetzt.

Horvath Z. und *Braisch D.*, p. 280—286 DK 621.771.22—52:65.011.56

Verbesserungen der Komplexen Automatisierungsanlage des 1300 mm — Blockwalzwerkes

In Aufsatz wird Kurzgefasst die Komplexe Automatisierungsanlage eines Blockwalzwerkes das mit einem Prozessrechner ausgestattet ist, dargelegt.

Die während dem Betrieb festgestellten Schwierigkeiten und die durch Schaffung der Laufmöglichkeit in halbautomatischen Betriebzustand, durch Überwachung der Lage der Tasten und durch die automatische Materialbeförderung in Fluss erzielten Verbesserungen werden dargelegt.

Moldovan E., p. 287—290 DK 621.771.25.016.:621.78.082

Die gesteuerte Kühlung des Drahtes während des Warmwalzens

Die Arbeit zeigt den Einfluss der Zwangskühlung des Drahtes während des Warmwalzens auf die Homogenisierung der Eigenschaften längs des Stranges, auf die Verbesserung der mechanischen Eigenschaften und auf die Verluste durch Oxyde.

Dementsprechend hat sich die Bruchgrenze beim Zugversuch um 3,5—3,8 kp/mm² bei den gekühlten Drähte gegenüber den nichtgekühlten Drähte erhöht. Ebenfalls wurden gute Ergebnisse bezüglich der Stetigkeit der Werte mechanischen Eigenschaften längs des Strangens erzielt; die Schwankungen sind von ± 6 kp/mm² auf ± 3 kp/mm² gesunken. Die erzielte Oberfläche hat ein gutes Aussehen, da die Oxydschicht sehr dünn und leicht abnehmbar ist. Die Verluste durch Oxyde sind bis 0,1—0,6 Gewichtsprozenten gegenüber 1—1,4 % wie es bei der langsamen Kühlung üblich ist, gesunken. Dies bedeutet eine Reihe wirtschaftliche für die Stahlziehwerke, da ein Teil des Wärmebehandlungen ausgeschaltet wird und die Beizdauer verkürzert wird.

Tomotaş T. und *Adamovitz R.*, p. 291—293 DK 621.771.28:536.46

Der Einfluss des Abflammens im Warmfluss auf die Güte der Halbzeuge für Rohre

Es werden die Ergebnisse der Untersuchungen über die Verbesserung der Oberflächenbeschaffenheit der aus Vorblöcke gewalzten mittels der Abflammaschine der CM—58—C Bauart im Warmfluss abgeflammten Knüppel für Rohre dargelegt.

Die zwischen der Abflammtiefe und den technologischen Hauptfaktoren des Abflammens, d.h. Vortriebsgeschwindigkeit des Vorblockes und der Sauerstoffdruck an die Düsen, bestehende Abhängigkeit wird festgelegt.

Er wurde festgestellt dass das Abflammen mit Geschwindigkeiten von 20—25—30 m/min und bei einem Sauerstoffdruck an die Düsen von 2,0 kp/cm² zur optimalen Güte der Oberfläche der Knüppel für Rohre führt. Zweckmässig ist das Abflammen mit einer Geschwindigkeit von 30 m/min; diese Kann reduziert werden falls Blöcke mit viele Oberflächenfehler gewalzt werden oder falls infolge der Metallanhäufungen in Walzfluss, die Vorblocktemperatur sinkt unter 1 050°C.

Popovici Maria, Benţa M., Colţun Marinela und *Rică I.*, p. 294—297 DK 669.14.018.8

Die Verwendung des Quantowacks ARL 31 000 für die analytische Kontrolle des Ersehmelzungsvorgang der nichtrostenden Stähle

Die Anwendung auf eine Dauer von ungefär acht jahren der Spektralanalyse der optischen Vakuumemission in den Laboratorien des Eisenhüttenkombinates Hunedoara für die Kontrolle der chemischen Zusammensetzung der Erzeugung von Kohlenstoffstahl, niedrig und mittellegierter Stahl, hat grössenteils zur quantitativen und qualitativen Erhöhung der Stahlerzeugung beigetragen.

In der vorliegender Arbeit wird die Arbeitsmethodologie bei der Analyse der Proben von hochlegiertem Stahl mit Hilfe des Quantowacks ARL 31 000 für die Kontrolle des Erschmelzungsprozesses beschrieben.

Die Fragen in Zusammenhang mit die Besonderheiten der Festsetzung der Eichmasse für hochlegierte Stähle (nichtrostende) die Arbeitsbedingungen sowie die ersten erzielten Ergebnisse werden dargelegt.

Saimac A., p. 298—303 DK 621.783.2

Untersuchungen auf physischen Modell über die Verteilung der elektrischen Energie in Ofen für die Erwärmung der Ausschüttungsmaterialien

Im Aufsatz sind die folgenden Fragen über des physische Modell der Verteilung der elektrischen Energie in Öfen für die Erwärmung der Ausschüttungsmaterialien behandelt; Durchlaufstromkreise des Leitungsstromes auf elektrische Feldlinien; Anordnung der Elektroden für die Sicherung einer gleichmässigen Erwärmung im Inneren des physischen Modells; die Art des elektrischen Speisefeldes für die Sicherung einer gleichmässigen Erwärmung im inneren des Modells in physischen Kaltzustand.

Adam G. und *Bende B.*, p. 304—308 DK 621.833:621.91

Einige Fragen der Verzahnung der Zahnräder

Eine sehr wichtige Frage der Wartung der Eisenhüttenеinrichtungen bildet die Frage der Stirnzahnräder mit grossen Zahnmodulen. In der Arbeit wird die Wahl des besten Werkzeuges für diese Zahnräderart und die Berechnungsmethode des Profils der Frässcheibe dargelegt.

Die Berechnung wird von einem elektronischen Rechner durchgeführt, der auch die Analyse einer grossen Zahl von Fälle ermöglicht hat. Ein typisches Beispiel wird wiedergegeben und auf Grund der untersuchten Fälle werden die Bedingungen unter welche die Frässcheibe ein identisches Profil mit des der Zahnlücke haben kann, dargelegt.

Tomotaș T. and *Adamovitz R.*, DC 621.771.28 : 536.46
p. 291—293

The influence of hot flame-cutting in flux over the qualities of slab billets for tubes

The present paper is presenting the results concerning some improvements of surface quality of the billets used for tubes; they are rolled from blooms hot flame-cut in flux, with CM—58—c flame cutter type.

The relation that exists between the flame-cutting depth and the main technological factors of this process is established. The factors are: the bloom speed and the oxygen pressure at vents.

It has been found that the flame-cutting with speeds of 20—25—30 m/min and at an oxygen pressure at vents of 2.0 kgf/cm², leads to the echievement of the best quality of slabb surfaces (slabbs used for tubes).

A flame cutting with a 30 m/min speed is indicated, this offering the possibility to be lowered in the case of a rolling of some ingots that present many surface defects or in case of metal aglomeration during the production flux, that leads to a bloom temperature lowering under 1 050° C.

Popovici Maria, Benția M., Colțun M. and *Rică I.*, p. 294—297 DC 669.14.018.8

The usage of ARL 31000 quantovacuum for the analytic control of stainless steels smelting process

The application of spectrochemical analysis of optic radiation within a vacuum at the C.S.H. laboratory, for the chemical composition control of the carbon low and midd-alloyed steel, has contributed on a large scale to a quantitative and qualitative increase of steel production.

This paper deals with production methodology too, in analysing the samples of high alloyed stainless steel, by the help of ARL 31000 quantovacuum; this helps in controlling the elaborating process.

The paper also shows-the problems related with the standards particularities for high alloyed steels, working conditions and the obtained results.

Saimac A., p. 298—303 DC 621.783.2

Researches on physical model concerning the electric power assignment at heating furnaces for bulk material

The article deals with some aspects of the physical model of the electric power assignment at heating furnaces for bulk material.

These aspects are: the line current circuit on lines of electric force; the arrangement of the electrodes for homogeneous heating inside the physical model; the nature of the supply electric network to provide a homogeneous heating inside the model at cold physical state.

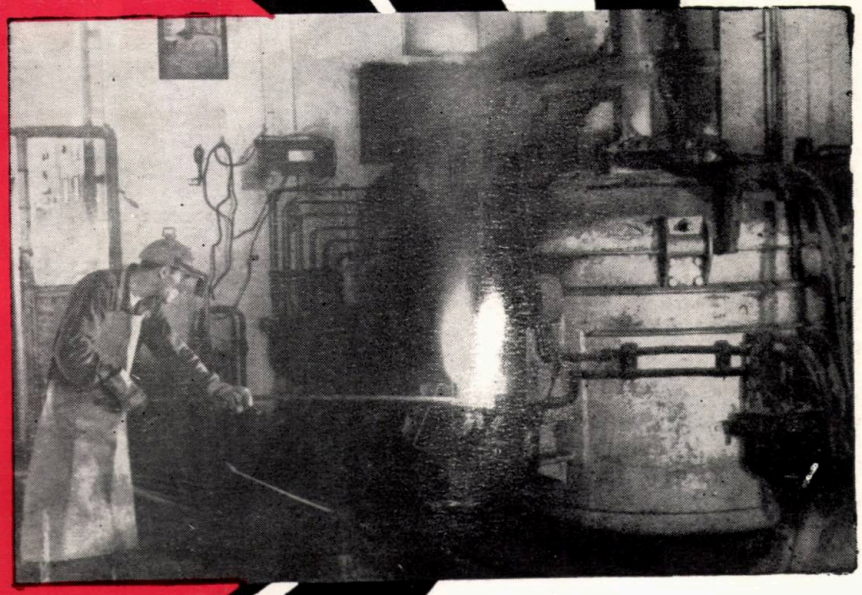
Adam G. and *Bende B.*, p. 304—308 DC 621.91

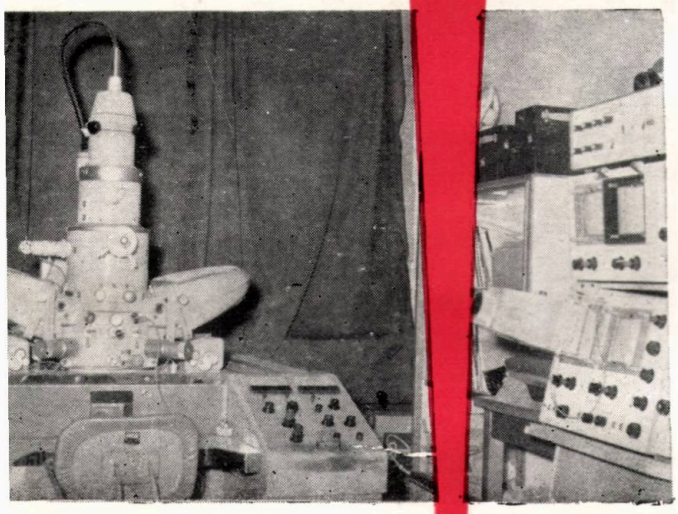
Some problems of gears tooth construction

One of the most important problems in the field of the maintenance of metallurgy of iron equipment, is that of cylindrical gears with big modules.

The work is presenting the choosing of the very tool for these types of wheels and the proper method to be used for calculating the side-milling cutter profile.

NSTITUTE FOR METALLURGICAL RESEARCH





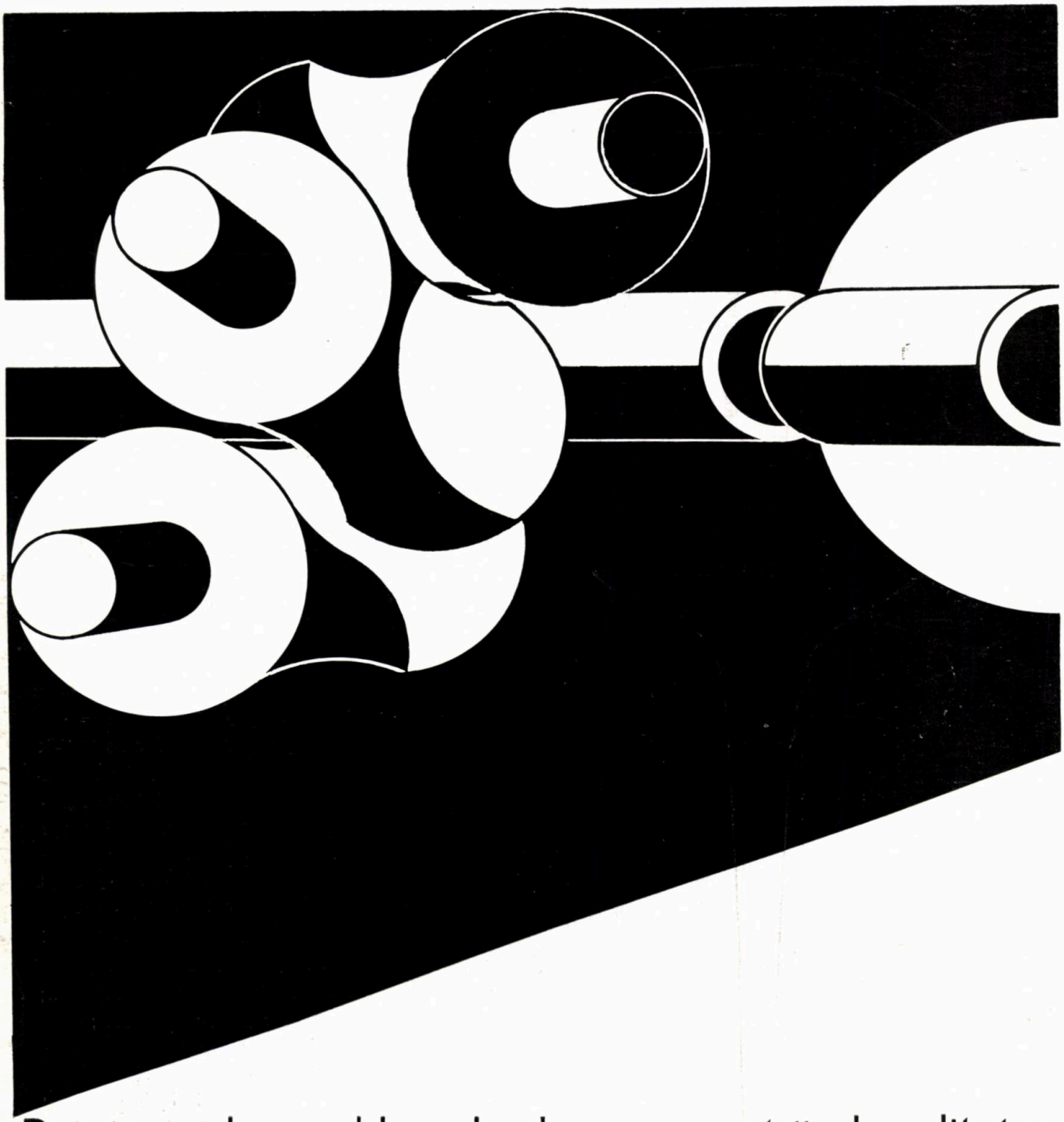
The Institute concludes agreements for scientific research into the following fields: iron and steel elaboration, casting, plastic deformation and thermic processing, steel rational use, non-ferrous metal alloys corrosion, powder metallurgy, coke, semi-coke, refractories, metallurgical thermo- technics, mathematical and economical investigation for metallurgy, etc.:

- optical and electronical metallografic works;
- research using electronic microanalyser;
- processing works in electric furnace and salt bath;
- forging and rolling for various products;
- physical and mechanical testing;
- chemical analysis;
- metal gaz analysis (oxygen, hydrogen and nitrogen);
- various expert appraisements.

The Institute can also deliver different products resulting from pilot plant: steels, non-ferrous alloys, metallic powders, etc.

ICEM

Str. Mehadia nr. 39 Bucureşti 17 Telephone **49.33.80** Telex 369 RUMANIA



Puteţi rezolva problemele dumneavoastră de calitate a produselor laminate folosind:

- grupuri de tăierea benzilor
- foarfece fixe şi volante pentru tăierea la cald şi la rece a profilelor
- foarfece de tablă
- ferăstraie de concepţii diverse
- maşini de îndreptat profile şi table
- maşini speciale pentru îndreptarea ţevilor
- alte echipamente diverse

oferite de
V/O MACHINOEXPORT

MACHINOEXPORT

☎ 147-15-42 SSSR MOSKVA 117330 7207 MOSKVA V-330

PUBLICOM

Compresor rotativ axial CKD

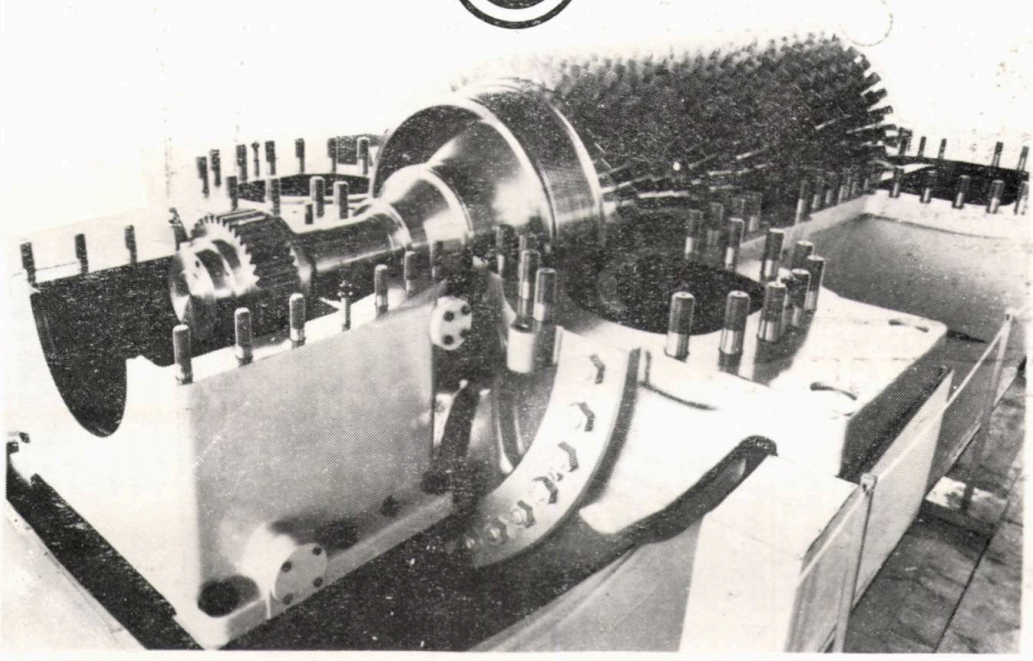
Întreprinderii de comerț exterior PRAGOINVEST îi revine exportul mașinilor și instalațiilor concernului cehoslovac ČKD — Praga. În secția specială de compresoare sînt fabricate cele mai diferite tipuri de compresoare și compresoare rotative. Printre acestea o poziție însemnată o ocupă :

Compresoarele rotative axiale
care sînt folosite drept compresoare de aer pentru turbine cu gaze de combustie sau furnale. Ele vin în considerare în cazul cînd sînt necesare debite mari și mijlocii de aer sau gaze la presiuni mici și mijlocii. Compresoarele rotative axiale ČKD pot fi folosite și pentru producerea aerului comprimat la presiune absolută de cca. 8 da N/cm² pentru mine sau pentru centralele de aer comprimat echipate cu unități mari care deservesc regiuni miniere. Domeniul cel mai larg de folosire și-l găsesc compresoarele rotative axiale la construcția turbinelor cu gaze de combustie, căci randamentul compresorului constituie factorul cel mai important care determină randamentul global al turbinei cu gaze de combustie. Compresoarele rotative ČKD sînt concepute pentru a fi montate pe fundații de beton prevăzute cu un subsol în care pot fi sistemate accesoriile și conductele de refulare. Carcasa compresorului este turnată și are planul de separație constructivă orizontal sau vertical. Camerele de aspirație și refulare sînt astfel conformate încît pierderile de presiune să fie minimale, iar distribuția aerului, adus la ajustajele de intrare, să fie uniformă. Rotoarele sînt construite, în funcție de dimensiunile mașinii și de solicitările mecanice, fie ca piesă masivă, fie ca tambur sau din discuri, fiind prevăzute cu lagăre de alunecare pentru turații mari, funcționînd cu ungere sub presiune.

Compresoarele rotative ČKD sînt echipate cu un sistem de protecție tehnologică funcționînd automat, în așa fel încît să fie evitată avarierea mecanismelor în cazul că apar abateri de la principalii parametri prescriși. Funcționarea complet automată a compresoarelor rotative poate fi supravegheată de la un tablou de comandă sau de la un tablou dispecer centralizat.

Domeniul de performanțe al compresoarelor rotative ČKD :
— debit nominal, Q : $40 \cdot 10^3 - 41 \cdot 10^4 m^3/h$;
— presiunea nominală la ștuțurile de refulare, pv :
2,4 — 3,2 daN/cm² abs.
3,8 — 5,1 daN/cm² abs.

Experiența îndelungată a întreprinderilor specializate ČKD — Praga, precum și propriul institut de cercetări al întreprinderii, echipat cu un banc de probă unic în lume, asigură un bun nivel tehnic pentru compresoarele rotative axiale ČKD.



Ca exemplu poate fi citat compresorul rotativ axial TK 19 AVA 100, destinat pentru o turbină cu gaze de combustie, compresor care asigură la turații de 3 000 rot/min un debit de 220 000 m³/h, la presiunea de admisie de 1 at și la presiunea de refulare de 4 at.

Date amănunțite asupra compresoarelor produse le puteți obține de la exportatorul produselor ČKD.

pragoinvest

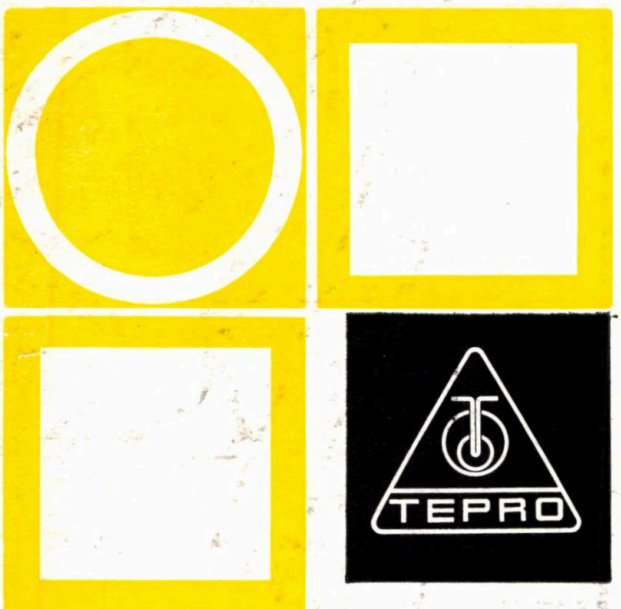
Českomoravská 29 Praga, R. S. Cehoslovacă

PUBLICOM

TEPRO®

- Țevi sudate pentru instalații de la 3/8 la 4", cu grosimea maximă de perete de 5 mm
- Țevi sudate pentru construcții de la ⌀ 16 la 114 mm, cu grosimea de perete : 1—4,5 mm
- Țevi sudate de precizie de la ⌀ 8 la 60 mm, cu grosimea de perete : 1—3 mm
- Țevi sudate profilate

vă oferă

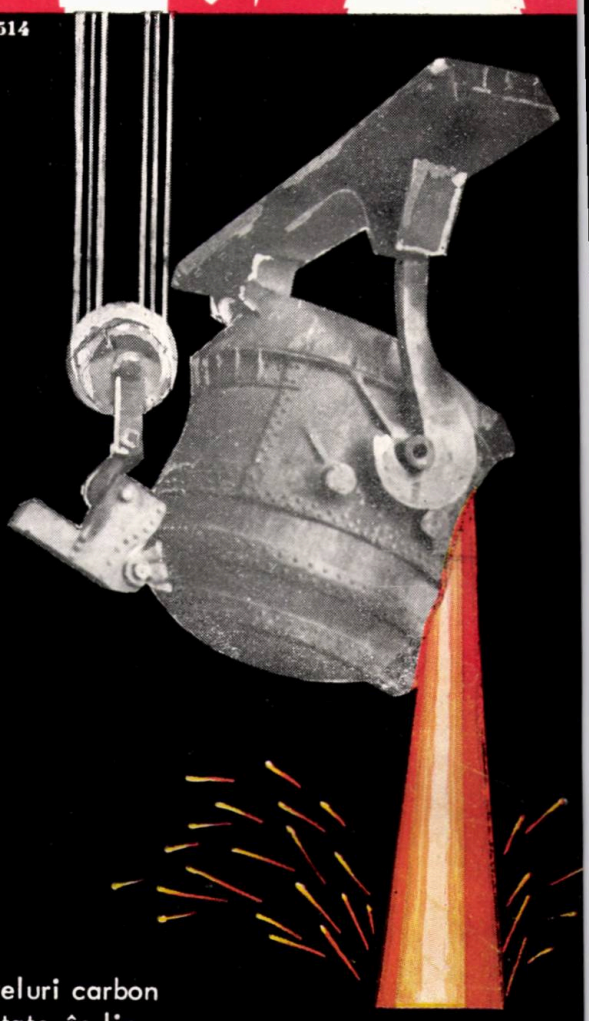


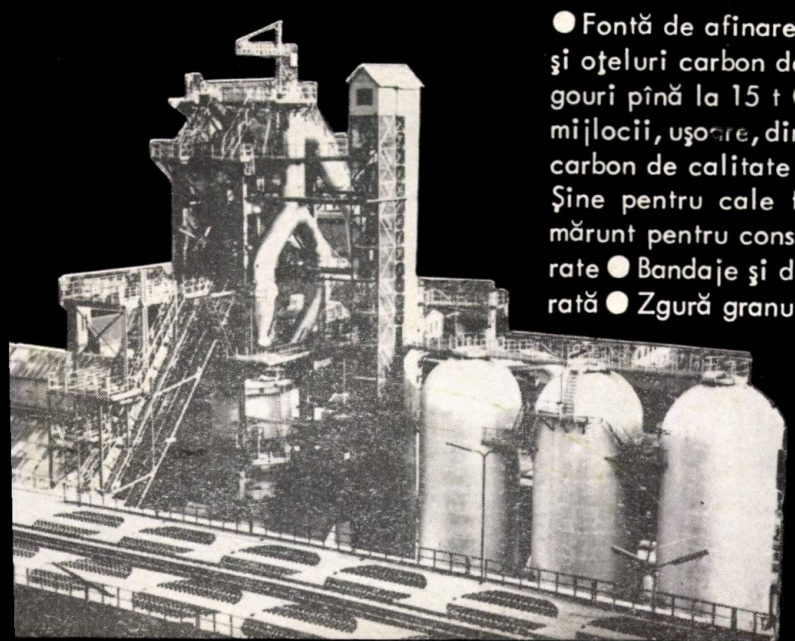
ÎNTREPRINDEREA
METALURGICA IAȘI
Șos. Țuțora nr. 132
Tel. 30322, 30371, 30720
Telex · 022268 UZIMET

COMBINATUL SIDERURGIC

REŞIŢA

Adresa telegrafică: Contsid—Reşiţa ● Telefon: 11883; 12152; 11882; 13033 ● Telex: 013514
Reg com.: 4298/1954 Bucureşti—România ● Cont: B.N.R.S.R. Reşiţa 30.05.80.00





● Fontă de afinare ● Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 t ● Profile grele, mijlocii, uşoare, din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate ● Şine pentru cale ferată ● Material mărunt pentru construcţia căilor ferate ● Bandaje şi discuri de cale ferată ● Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC Reşiţa

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.55

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

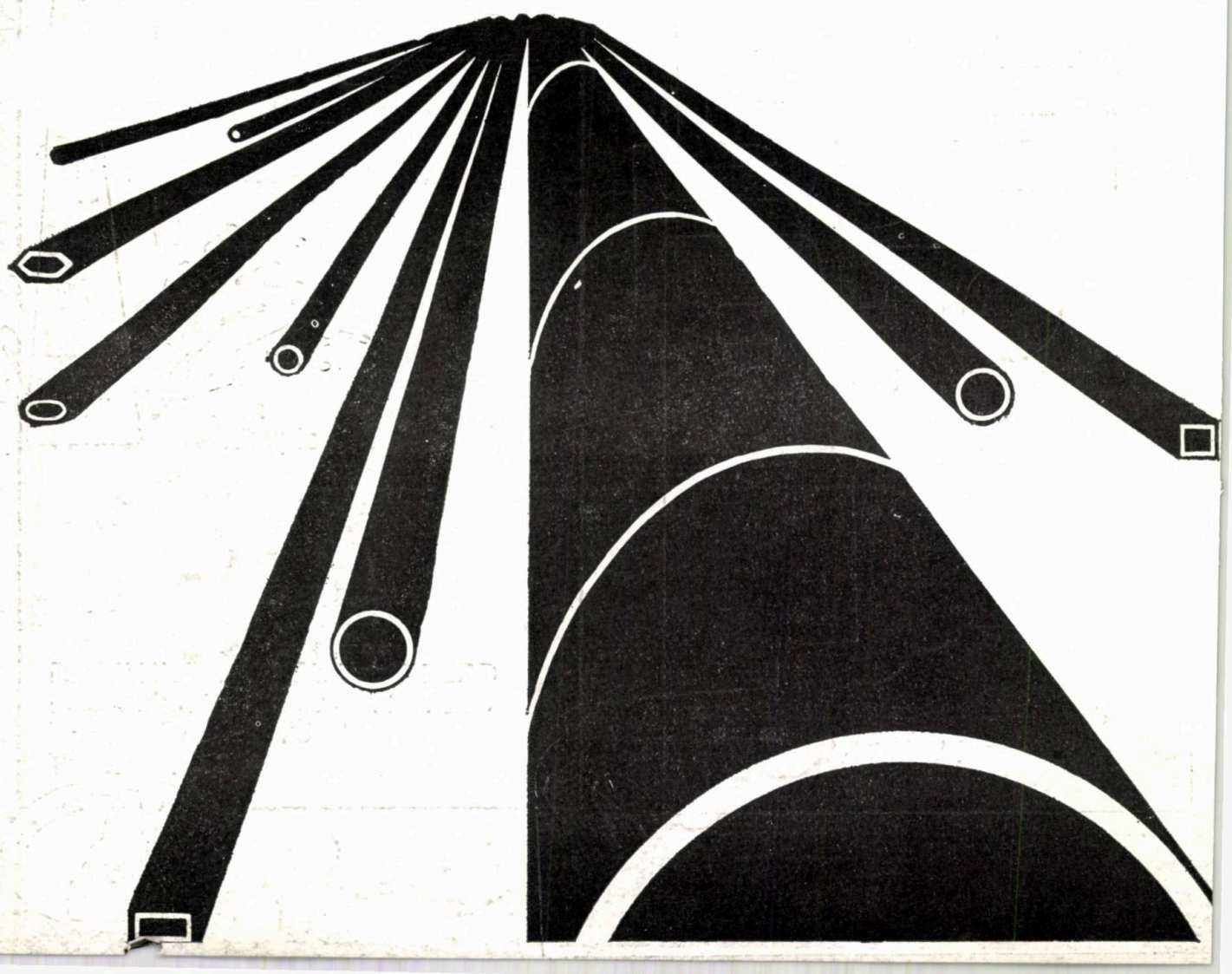
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi construcţii de maşini:
  — ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  — ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  — ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTA:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte neted



CEMENTAN 360 U

CENTRALA DE UTILAJE, AUTOMATIZARE ŞI REPARAŢII PENTRU INDUSTRIA CHIMICĂ

Bucureşti
Şos. Vitan nr. 112
Telefon: 21.21.60
Telex 011613

CEMENTAN 360 U

Pastă de protecţie pentru tratamentele termice ale oţelurilor normale şi aliate prin carburare sau carbonitrurare gazoasă
Se aplică uşor prin imersare, pensulare, şprituire şi se îndepărtează prin simpla spălare cu apă
Durităţile obţinute după tratament corespund cerinţelor

producător:

ÎNTREPRINDEREA DE PROTECŢIE ANTICOROSIVĂ ŞI UTILAJE SPECIALE
Bucureşti—Bd. Ion Şulea nr. 313
Telefon: 44.11.94; 44.17.94

exportator:

ICE—PETROM
Splaiul Independenţei nr. 202 A
Telefon: 49.17.12—Telex 011171; 011172

STAHL

livrează:

Elevatoare electrice
capacitate portantă 150-50.000 kgf
Instalații de transport
semiautomate și automate
Macarale
Utilaje de macara
Instalații de cumutare

. . . livrabile și în
executare antiexplosivă

R. STAHL D 7000 Stuttgart 1 BRD
Postfach 399, Ulmer Str. 231-239
Telefon 07 11/33 75 81
Telex 07 23 818

ÎN ATENȚIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacție în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor și adresa lor exactă, pentru corespondență și retribuție.

— După titlul articolului, autorii vor indica : numele și prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituției la care funcționează.

— Articolele nu vor depăși :
— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici tc.
— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă și măsurile adecvate de protecția muncii-.

— Articolele originale vor fi însoțite de un rezumat de maximum 1 pagină în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă : ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obținute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol și va fi redactată după cum urmează :

— pentru cărți : numele autorului, inițiala prenumelui, titlul întreg al cărții, în limba originală, editura, localitatea, anul apariției ;

— pentru reviste sau alte publicații periodice : numele autorului, inițiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

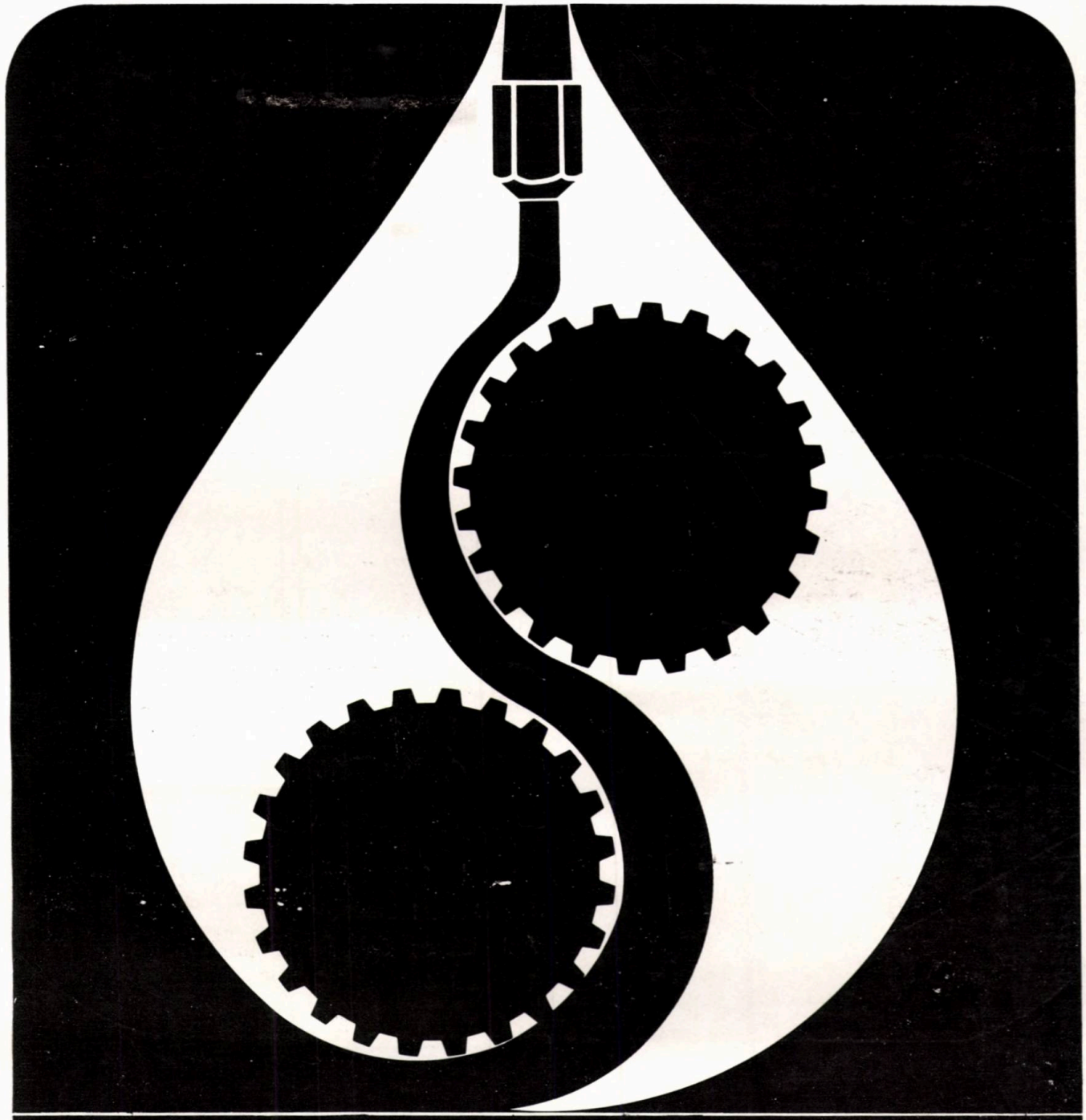
— Articolele vor fi însoțite de o legendă a figurilor.

— Autorii vor primi articolul în formă culeasă pentru „Bun de tipar", ei vor putea modifica numai greșelile tipografice sau erorile de conținut ; nu se va ține seamă de modificările stilistice. Materialul cu viza „Bun de tipar" se va înapoia redacției în cel mult două zile.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

— Manuscrisele vor fi trimise pe adresa : Centrul de documentare și publicații tehnice al M.I.M., revista Metalurgia, str. Academiei 7, sector 1, București.



Dacă aveți nevoie de furnizarea unor instalații de ungere și gresare cu lubrifianți lichizi sau vîscoși pentru utilajul metalurgic încredințați comanda dvs. firmei MACHINOEXPORT

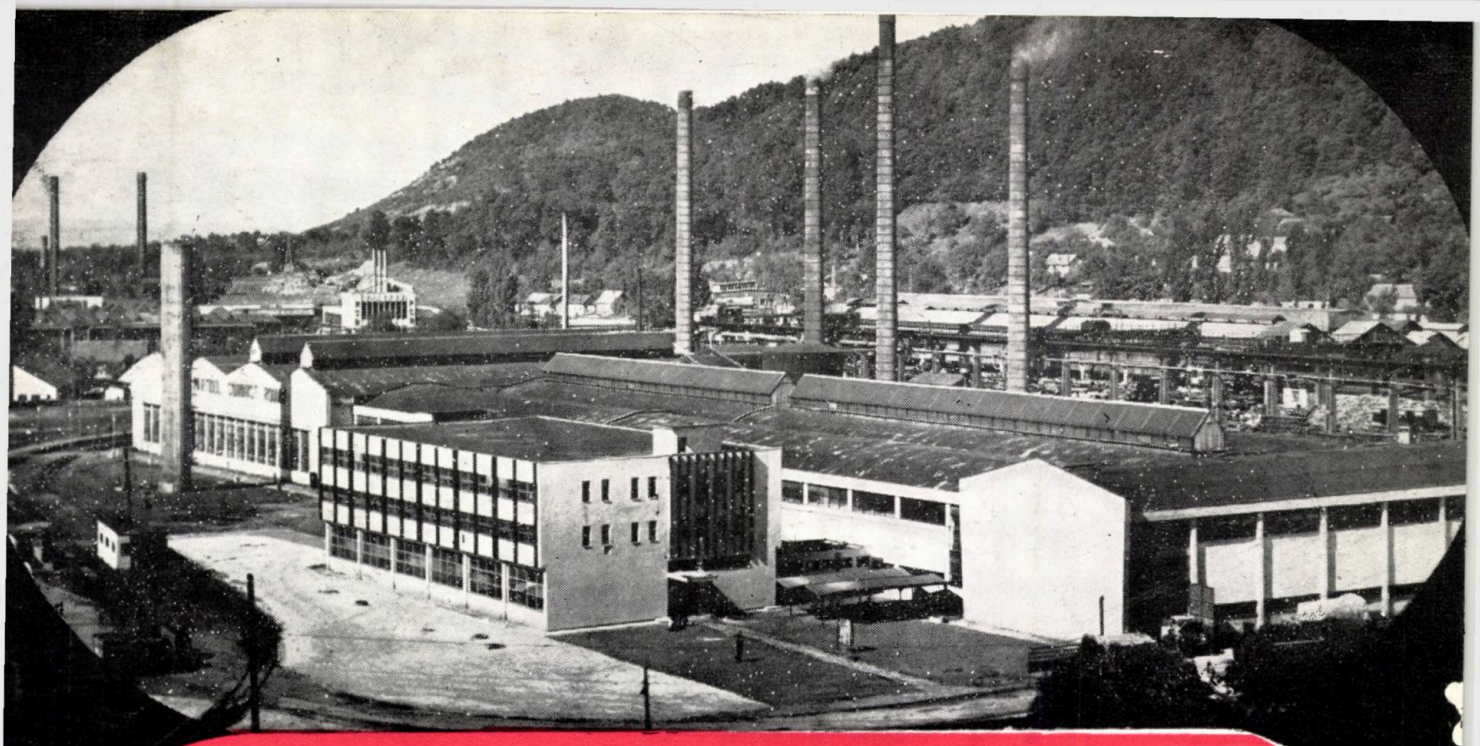
În programul nostru sînt cuprinse:

● filtre ● racorduri și duze ● indicatori de circulația uleiului ● gresoare ● posturi de gresare automată ● aparate de injecție ● amortizoare ● alimentatoare-dozatoare ● grupe de schimb ● pompe ● supape și sertărașe

MACHINOEXPORT

☎ 14715-42 SSSR MOSKVA 117330 7207 MOSKVA V-330

PUBLICOM



INTREPRINDEREA

OȚELUL ROȘU

Orașul Oțelul Roșu
Str. Mihail Eminescu, nr. 10
Jud. Caraș Severin
Telefon 4

CILINDRI DIN FONTĂ

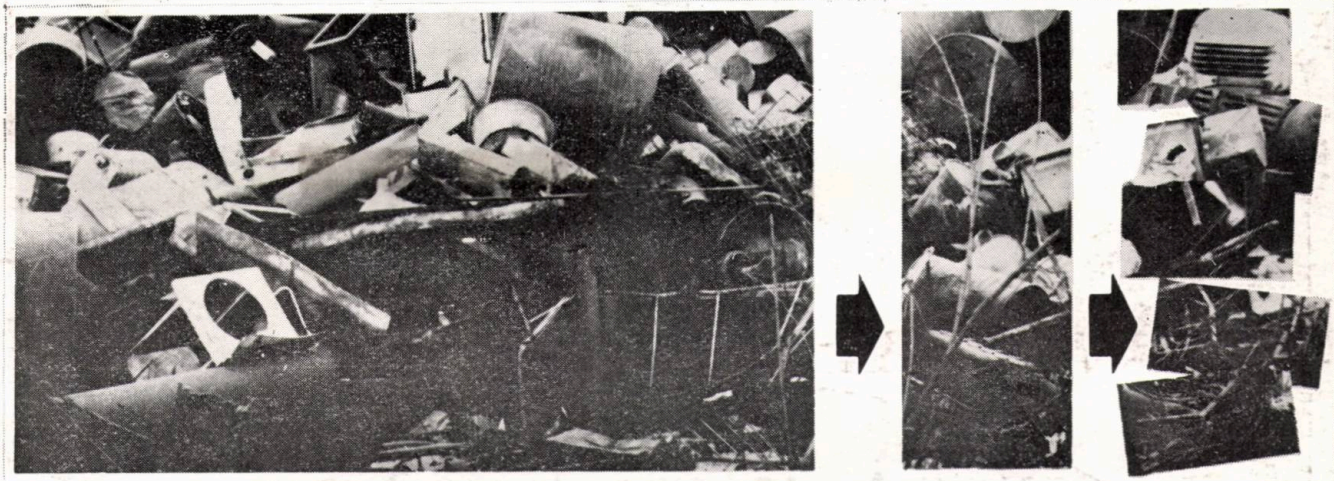
● cilindri duri (definiți) ● cilindri indefiniți cu grafit lamelar (clasici) ● cilindri cu grafit nodular ● cilindri netezitori pentru țevi Mannesmann

BARE DIN OȚEL TRASE LA RECE

● rotunde Ø 15 - 70 mm ● hexagonale 17 - 55 mm, din : oțel carbon obișnuit, oțel carbon de calitate, oțel pentru automate, oțel aliat ● rotunde Ø 15 - 30 mm, din oțel pentru rulmenți

BENZI DIN OȚEL LAMINATE LA RECE

● grosimea 0,2 - 3,5 mm ● lățimea 10 - 200 mm, din : oțel carbon, oțel aliat și oțel carbon de scule

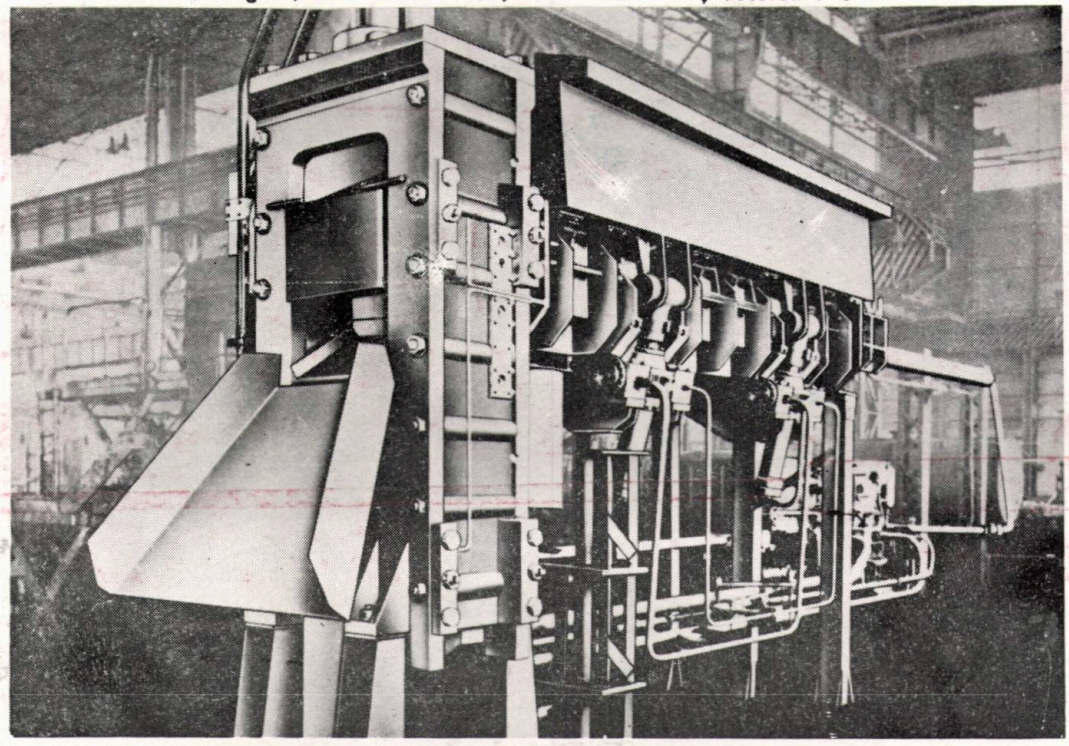


Prelucrarea fierului vechi ancombrant poate să fie facilitată de **foarfeca hidraulică pentru deşeuri** cu forţă de tăiere de 800 mii daN.

CNS 800—C

Strojimport

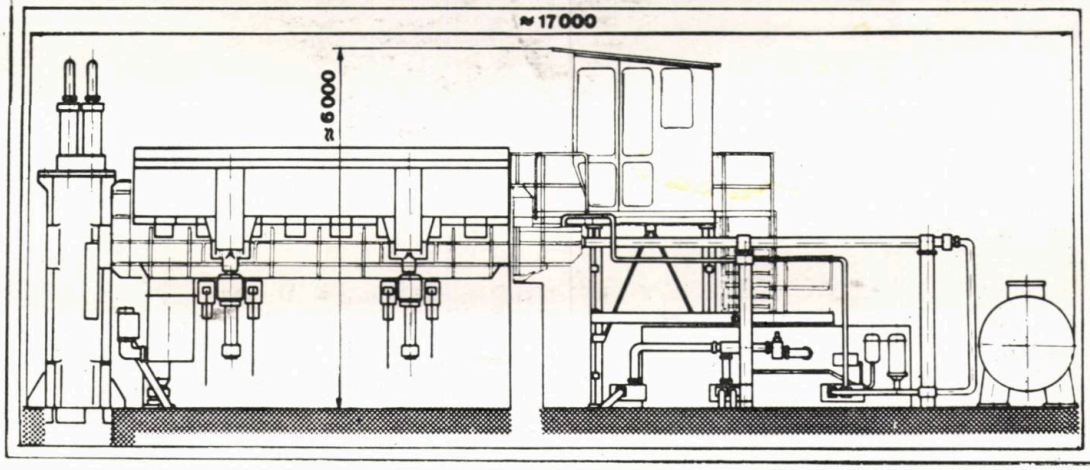
Vinohradská 184, Praga 3, R.S. Cehoslovacă, Telex : 12 22 41, Telefon 713



Maşina este destinată în special pentru tăierea fierului vechi ancombrant.

Foarfeca poate tăia un larg sortiment de deşeuri metalice, cum ar fi profilele laminate de dimensiuni mari cu secţiuni rotunde pînă la 150 mm diametru, care pînă acum trebuiau tăiate oxiacetilenic în depozitele de fier vechi. In secţiile metalurgice aceste maşini înlătură lucrările manuale de productivitate redusă.

Foarfeca CNS 800-C este produsă de uzinele Žďárské Strojirny a slévárny Žďár nad Sázavou.



CNS 800-C

PUBLICOM

COMBINATUL SIDERURGIC

GALAȚI

Telegraf: Combin Galați
Telefon: 18 300
Telex 015253; 015257

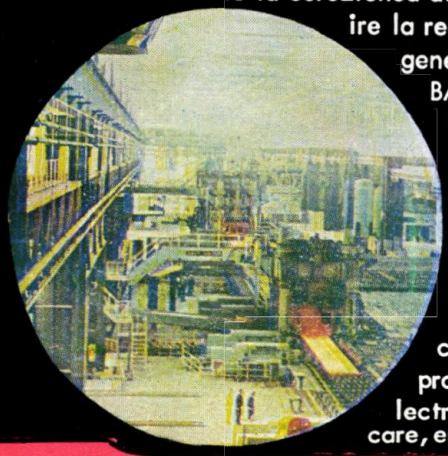


TABLE GROASE: de (6 - 240 mm) x (1 500 - 3 000 mm) x max. 15 000 mm ● din oțeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate și aliate ● utilizate în construcții mecanice, construcții metalice, construcții navale, cazane și recipienți sub presiune, țevi sudate, utilaje rezistente la coroziunea atmosferică, oțeluri pentru îndoire la rece și construcții cu întrebuințare generală.

BANDĂ ÎN RULOURI laminată la cald: ● de (1,5-8 mm) x (700-1 500 mm) și greutate max. 20 t ● utilizată în construcții mecanice și metalice, construcții de nave și construcții de cazane și recipienți sub presiune.

TABLE ȘI BENZI laminate la rece: ● de (0,3-3 mm) x (700-1 500) ● utilizate pentru caroserii, construcții metalice, țevi sudate, profile îndoite, închideri de hale, aparataj electric, articole de uz casnic, acoperiri prin zincare, emailare etc.

TABLE IN FOI debitate din rulouri laminate la cald: ● (1,5-8mm) x (700-1 500mm) x (2 000-10 000 mm)

SULFAT FEROS HEPTAHIDRATAT STAS 2189-68 ● calitatea I și II ● puritatea 98 - 99 % ● utilizabil la purificarea apei.

SULF ELEMENTAR în fulgi cu conținut de minimum 99% S, fără aciditate ● utilizabil în industria celulozei, fibrelor artificiale și la prepararea acidului sulfuric.

APĂ AMONIACALĂ de concentrație 20 % NH_3 ● utilizabilă în industria clorosodicilor.

SULFAT DE AMONIU cu conținut de 20 % N_2 ● utilizabil ca îngrășământ în agricultură.

GUDRON BRUT cu conținut de minimum 55% smoală ● utilizabil la fabricarea naftalinei și a uleiurilor de absorbție.

BENZEN BRUT având pînă la 80% benzen tehnic și 20% toluen ● utilizabil în industria solvenților și la rafinării.

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8
Hunedoara
Telex: 032411 • Tel: 1075
1077-1450-2533-2934

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. Petru Groza nr. 8 Hunedoara
Telex: 032411; Telefon: 1075–1077–1450–2533–2934

vă oferă:

profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate:

- rotunde cu diametrul de 10–180 mm
- cornier de 20×20–150×150 mm
- I 18–I 24
- U 6,5–U 24
- late de 20×5–200×20 mm
- benzi laminate la cald de 200×2–500×5 mm
- ţagle, blumuri pentru forje, de 70×70–400×400 mm
- oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald
- profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

1884 · 1974 CSH 90 Ani

3280

R

Flor.

METALURGIA

5

METALURGIA ● BUCUREŞTI ● ANUL XXVI ● NR. 5 ● MAI 1974

COMBINATUL SIDERURGIC

GALAȚI

Telegraf: Combin Galați
Telefon: 18 300
Telex 015253; 015257

TABLE GROASE:
de (6 - 240 mm) x (1 500 - 3 000 mm) x max. 15 000 mm ● din oțeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate și aliate ● utilizate în construcții mecanice, construcții metalice, construcții navale, cazane și recipienți sub presiune, țevi sudate, utilaje rezistente la coroziunea atmosferică, oțeluri pentru îndoire la rece și construcții cu întrebuințare generală.

BANDĂ ÎN RULOURI laminată la cald: ● de (1,5-8 mm) x (700-1 500 mm) și greutate max. 20 t ● utilizată în construcții mecanice și metalice, construcții de nave și construcții de cazane și recipienți sub presiune.

TABLE ȘI BENZI laminate la rece: ● (0,3-3 mm) x (700-1 500) ● utilizate pentru caroserii, construcții metalice, țevi sudate, profile îndoite, închideri de hale, aparataj electric, articole de uz casnic, acoperiri prin care, emailare etc.

TABLE IN FOI debitate din rulouri laminate la ● (1,5-8mm) x (700-1 500mm) x (2 000-10 000

SULFAT FEROS HEPTAHIDRATAT STAS 218 ● calitatea I și II ● puritatea 98-99 % utilizabil la purificarea apei.

SULF ELEMENTAR în fulgi cu conținut de minimum 99% S, fără aciditate ● utilizabil în industria celulozei, fibrelor artificiale și la prepararea acidului sulfuric.

APĂ AMONIACALĂ de concentrație 20 % NH_3 ● utilizabilă în industria clorosodicilor.

SULFAT DE AMONIU cu conținut de 20 % N_2 ● utilizabil ca îngrășământ în agricultură.

GUDRON BRUT cu conținut de minimum 55% smoală ● utilizabil la fabricarea naftalinei și a uleiurilor de absorbție.

BENZEN BRUT având pînă la 80% benzen tehnic și 20% toluen ● utilizabil în industria solvenților și la rafinării.

MŰSZAKI KÖNYVTÁR

METALURGIA

Anul 26 Nr. 5 mai 1974

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Nicolin Aurelia: **Cercetări privind tratamentul termic la oţelul înalt aliat tip Cr-Ni-Ti (15—35—1,5)** 333

Nguyen Van Hoa: **Cercetări privind elaborarea aliajelor de antifricţiune de tip Al-Pb cu conţinut mare de plumb pentru motoarele cu explozie.** 336

Adăscăliţei A.: **Consideraţii privind posibilităţile de reducere a deformaţiilor la călirea unor discuri din oţel** 342

Văiteanu D. şi *Constantin Gh.*: **Caracterizare generală şi alegerea mediilor de răcire la călirea prin C.I.F.** 345

Buzilă S. şi *Drăgoi Fl.*: **Cercetări privind posibilitatea de refolosire a amesteecurilor de formare cu răşini sintetice, fără regenerare.** 348

Topan Gh.: **Influenţa menţinerii fontei în stare lichidă în creuzetele cuptoarelor de inducţie asupra proprietăţilor fizico-mecanice şi structurale** . . 354

Şerban N., Axinte E. şi *Zamfirescu D.*: **Oţeluri turnate, rezistente la acţiunea corosivă a vaporilor de sulf** 360

REALIZĂRI TEHNICE

Dobrescu Gr.: **Unele observaţii practice privind procesul tehnologic de matriţare a unor piese din $ATCu_4$, folosind semifabricate turnate** 364

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Falk E., Enescu Ileana şi *Georgescu I.*: **Căi pentru mărirea productivităţii cuptoarelor de coesificare** 366

Lederer A.: **Stadiul actual al laminoarelor Slebing (I)** 372

Ripoşan I. şi *Chira I.*: **Unele aspecte privind producerea şi utilizarea fontelor cu grafit vermicular.** 381

Stoian Leonard: **Influenţa compoziţiei chimice a tablelor navale de bază şi a celor din oţel inoxidabil de placare asupra comportării bimetalului rezultat** 387

CRONICĂ 347

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE 359, 363, 371

COMITETUL DE REDACȚIE

A. ANTONESCU, C. AVRAM, ȘT. CARDALEF, V. CHIRIȚĂ, VL. DAVID, A. DIJMĂRESCU, CTIN. DRAGOMIR, I. DRĂGAN, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. GROSU, VL. HOLBAN, A. IEREMIA, B. KONCZ, P. MARCU, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, IG. PAVONI, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Șef rubrică: GEORGETA COMȘA

Tehnoredactor: LYDYA POPESCU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Academiei 7, Sector 1. Telefon: 13.02.28 și 15.81.50/171. Revista este editată de C.D.P.T. — M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul nostru de virament: 30.05.01.00. B.N. a Republicii Socialiste România — Sector 1. M.I.M. — Centrul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni, ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul — Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23—25. Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D. G. P. T. nr. 560/426/1969

I. P. I. c. 1115

42 406

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.785

Николин Аурелия: **Исследования термической обработки высоколегированной стали типа Cri-Ni-Ti (15—35—1,5).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 333–335

ДК 669.71'4.018.25

Игиен Ван Хоа: **Исследования плавки противофрикционных сплавов типа Al—Pb с большим содержанием свинца, для двигателей внутреннего сгорания.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 336–341

ДК 621.785.6

Адэскэлицей А.: **Соображения относительно возможности снижения деформаций при закалке стальных дисков.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 342–344

ДК 621.785.545.082

Вэйтяну Д. и *Константин Г.:* **Общие сведения и выбор среды охлаждения при закалке посредством токов высокой частоты.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 345–347

ДК 621.742.487

Бузила С. и *Дрэгой Фл:* **Исследования возможности вторичного использования смесей образования с синтетическими смолами, без нормализации.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 348–353

ДК 621.365.5 : 669.13–154

Топан Г.: **Влияние поддержания чугуна в жидком состоянии в тигелях индукционной печи на физико-механические и структурные свойства.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 354–359

ДК 669.14.018.8–14

Шербан Н., Аксинте Е. и *Замфиреску Д.:* **Литые стали, устойчивые на коррозионное действие серных паров.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 360–363

ДК 621.979

Добреску Гр.: **Некоторые практические замечания относительно технологического процесса штампования некоторых деталей из $ATCu_4$, примененяя отлитые полуфабрикаты.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 364–365

ДК 662.741.3 : 65.011.4

Фалк Е., Енеску Илъна и *Жеоржеску И.:* **Средства повышения производительности коксовых печей.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 366–371

ДК 621.771.22

Ледерер А.: **Нынешенее состояние прокатных станов-слябингов (I).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 372–380

ДК 669.131.7

Рипошан И. и *Кира И.:* **Некоторые аспекты изготовления и применения чугунов с червеобразным графитом.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 381–386

ДК 669.14-415.018.293:669.056.9

Стоян Леонард: **Влияние химического состава морской основной листовой стали и нержавеющей стали для плакирования на поведение полученного биметалла.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 387–392

SOMMAIRE

CD 621.785

Nicolin Aurelia : **Recherches concernant le traitement thermique de l'acier hautement allié du type Cr-Ni-Ti (15—35—1,5).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 333—335

CD 669.71'4.018.25

Nguyen Van Hoa : **Résultats préalables lors de l'élaboration des alliages d'anti-friction du type Al-Pb à grande teneur en plomb, pour les moteurs à explosion.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 336—341

CD 621.785.6

Adăscăliței A. : **Considérations concernant les possibilités de réduire les déformations dues au trempage de certains disques en acier.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 342—344

CD 621.785.545.082.

Văiteanu D. et *Constantin Gh.* : **La caractérisation générale et le choix des milieux de refroidissement lors du trempage par C.I.F.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 345—347

CD 621.742.487

Buzilă S. et *Drăgoi Fl.* : **Recherches concernant la possibilité de réutiliser les sables de moulage à résines synthétiques, sans régénération.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 348—353

CD 621.365.5 : 669.13 — 154

Topan Gh. : **L'influence du maintien de la fonte en état liquide dans les creusets des fours à induction sur les propriétés physiques, mécaniques et structurales.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 354—359

CD 669.14.018.8 — 148 — 14

Şerban N., Axinte E. et *Zamfirescu D.* : **Aciers coulés résistants à l'action corrosive des vapeurs de sulf.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 360—363

CD 621.979

Dobrescu Gr. : **Quelques observations pratiques concernant le processus technologique de matriceage de certaines pièces en $ATCu_4$, en utilisant des semi-fabriqués coulés.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 364—365

CD 662.741.3 : 65.011.4

Falk E., Enescu Ileana et *Georgescu I.* : **Certaines voies qui mènent à l'accroïssement de la productivité des fours de cokefaction.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 366—371

CD 621.771.22

Lederer A. : **Le stade actuel des laminoirs slebing (I).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 372—380

CD 669.131.7

Ripoşan I. et *Chira I.* : **Certains aspects concernant la production et l'utilisation des fontes à graphite vermiculaire.**

Metalurgia. 26 (1974), nr. 5, p. 381—386

CD 669.14—415.018.293 :669.056.9

Stoian Leonard : **L'influence de la composition chimique des tôles de support pour constructions navales et de celle des tôles en acier inoxydable plaquées sur le comportement du bimétal qui résulte.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 387—392

INHALT

DK 621.785

Nicolin Aurelia: **Forschungen im Zusammenhang mit der Wärmebehandlung des hochlegierten Cr—Ni—Ti—Stahles (15—35—1,5)**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 333–335

DK 669.71'4.018.25

Nguyen Van Hoa: **Forschungen im Zusammenhang mit der Erschmelzung von Weissmetall der Al—Pb Sorte mit einem hohen Bleigehalt für Explosionsmotoren.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 336–341

DK 621.785.6

Adăscăliței A.: **Betrachtungen über die Möglichkeit der Verringerung der Verformungen beim Härten von Stahlscheiben.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 342–344

DK 621.785.545.082

Văiteanu D. und *Constantin Gh.*: **Die allgemeine Kennzeichnung und die Wahl der Kühlmittel bei der HF—Induktionshärtung.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 345–347

DK 621.742.487

Buzilă S. und *Drăgoi Fl.*: **Forschungen über die Wiederverwendungsmöglichkeit der Formmassen mit Kunstharzen, ohne Regenerierung.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 348–353

DK 621.365.5 : 669.13–154

Topan Gh.: **Der Einfluss des Haltens des Gusses im flüssigen Zustand in den Schmelztiegeln der Induktionsöfen auf die physikalisch-mechanischen und Gefügeeigenschaften.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 354–359

DK 669.14.018.8–14

Șerban N., Axinte E. und *Zamfirescu D.*: **Gegen die korrosive Wirkung der Schwefeldämpfe beständige Gusstähle.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 360–363

DK 621.979

Dobrescu Gr.: **Einige praktische Bemerkungen über den Gesenkschmieden — Arbeits vorgang einiger aus $ATCu_4$ bestehenden Teile beim Einsatz von gegossenem Halbzeug.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 364–365

DK 662.741.3 : 65.011.4

Falk E., Enescu Ileana und *Georgescu I.*: **Mittel für Produktivitätssteigerung der Koksöfen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 366–371

DK 621.771.22

Lederer A.: **Gegenwärtige Lage der Slabing-Walzwerke.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 372–380

DK 669.131.7

Ripoșan I. und *Chira I.*: **Einige Fragen der Herstellung und Verwendung von Gusseisen mit wurmartigem Graphit.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 381–386

DK 669.14–415.018.293:669.056.9

Stoian Leonard: **Einfluss der chemischen Zusammensetzung der Grundschiffbaubleche und der aus nichtrostenden Stahl plattierten Bleche auf das Verhalten des entstandenen Bimetalls.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 387–392

CONTENTS

DC 621.785

Nicolin Aurelia: **Researches on the heat treatment of Cr-Ni-Ti type high alloy steel (15—35—1,5).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 333–335

DC 669.71'4.018.25

Nguyen Van Hoa: **Researches on the smelting of Al-Pb type anti-friction alloys with high Al-Pb content for explosion engines.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 336–341

DC 621.785.6

Adăscăliței A.: **Considerations on the possibility of reducing deformations in the hardening of steel disks.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 342–344

DC 621.785.545.082

Văiteanu D. and *Constantin Gh.*: **General characterization and selection of cooling media in H.F. induction hardening.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 345–347

DC 621.742.487

Buzilă S. and *Drăgoi Fl.*: **Researches concerning the possibility of reusing moulding mixtures with synthetic resins, without regeneration.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 348–353

DC 621.365.5 : 669.13–154

Topan G.: **The influence of holding cast iron in liquid state in the crucibles of induction furnaces upon the physical-mechanical and structural properties.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 354–359

DC 669.14.018.8–14

Şerban N., Axinte E. and *Zamfirescu D.*: **Cast steels resisting against the corrosive action of sulphur fumes.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 360–363

DC 621.979

Dobrescu Gr.: **A few practical remarks concerning the drop-forging operating process of some $ATCu_4$ parts by using semi-finished cast products.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 364–365

DC 662.741.3 : 65.011.4

Falk E., Enescu Ileana and *Georgescu I.*: **Ways of output increase for coke ovens.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 366–371

DC 621.771.22

Lederer A.: **Actual stage of slabing mills (I).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 372–380

DC 669.131.7

Ripoşan I. and *Chira I.*: **Aspects concerning the smelting and use of cast irons with vermicular graphite.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 381–386

DC 669.14–415.018.293;669.056.9

Stoian Leonard: **The influence of chemical composition of basic naval plates and of clad stainless steel plates an the behaviour of the bimetal resulted.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 5, p. 387–392

METALURGIA 5 1974

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

MŰSZAKI KÖNYVTÁR

STUDII ŞI CERCETĂRI

Ing. Aurelia Nicolin
Întreprinderea de construcţii de maşini—Reşiţa

Cercetări privind tratamentul termic la oţelul înalt aliat tip Cr-Ni-Ti (15—35—1,5)

CZ 621.785

Oţelul înalt aliat tip Cr-Ni-Ti face parte din gama oţelurilor austenitice. La I.C.M.—Reşiţa acest oţel este destinat confecţionării de discuri, palete, organe de asamblare, diverse piese forjate, arcuri plate etc. El trebuie să aibă o comportare bună în funcţionarea agregatelor în timp îndelungat şi la temperatură în jur de circa 650°C, temperatură la care trebuie să-şi menţină duritatea şi elasticitatea.

Caracteristicile fizico-mecanice şi chimice prescrise pentru acest oţel sînt prezentate în tabelele 1 şi 2.

Tabela 1

Proprietăţile mecanice					
R_r, daNf/mm²	R_c, daNf/mm²	A_5, %	Z, %	KCU, daNm/cm²	HB
75	40	15	25	6	min. 240

— temperatura de dublă îmbătrînire, 850—900°C, timp 10 h şi la 700°C, 25—50 h.

Tratament termic — cercetări experimentale. Comportarea optimă a oţelului tip Cr-Ni-Ti în exploatare, cu păstrarea rezistenţei implicit a durităţii, se datorează, aşa cum se cunoaşte din literatura tehnică de specialitate [1], [2], în primul rînd conţinutului în titan.

Prin menţinerea titanului între anumite limite (1,1—1,5% Ti) în urma tratamentului termic de îmbătrînire, duritatea aliajului creşte şi în funcţie de timpul de durificare.

În scopul stabilirii corelaţiei dintre duritate, temperatură, timp şi conţinutul în titan s-au analizat şi cercetat trei şarje din acest oţel cu procente diferite de titan dar cu valori apropiate la principalele elemente de aliere Cr-Ni (tabela 3). În acest sens cercetările s-au efectuat pe bare de 7 × 28 × 115 mm, obţinute din lingouri format rotund de 150 kg pentru forjă.

Ţinînd seamă de tipul oţelului austenitic [3], [4], care nu suferă transformări de fază

Tabela 2

Compoziţia chimică, %									
C	Si	Mn	Cr	Ni	Ti	W	Cu	S	P
0,12	0,6	1,2—2,0	14—16	34—38	1,1—1,5	2,8—3,5	max. 0,30	max. 0,020	max. 0,030

Regimul tehnologic de deformare la cald şi tratamentul termic impus sînt [2]:

— temperatura de început de forjare, 1 150—1 190°C;

— temperatura de sfîrşit de forjare, 900—950°C;

— temperatura de punere în soluţie, 1 080—1 100°C, cu menţinere de 1—1,5 h şi răcire în apă;

Tabela 3

Simbolul şarjei	Compoziţia chimică, %			
	C	Cr	Ni	Ti
A	0,07	14,58	36,67	0,43
B	0,08	14,57	35,50	1,17
C	0,06	14,20	35,99	1,45

prin tratament termic, prezentînd o dilatare liniară (fig. 1), s-a încercat obţinerea durităţii impuse prin îmbătrînire în timp, după o punere în soluţie prin încălzire la 1 130°C, timp de 1 h şi răcire în apă.

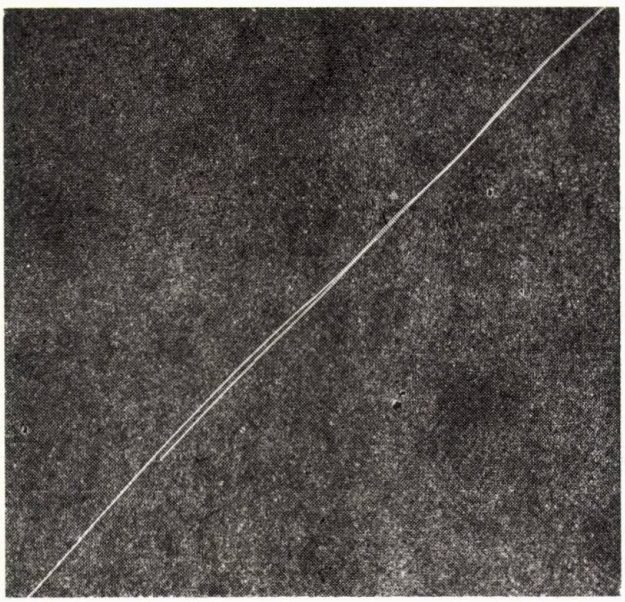


Fig. 1. Curba de dilatare a oţelului Cr-Ni-Ti.

Deoarece în fabricaţia arcurilor plate pentru labirinţii turbinei D.S.L. 50 nu întotdeauna s-au obţinut valori de duritate corespunzătoare (min. 240 HB daNf/mm²) în urma tratamentului termic aplicat în uzină la şarjele de mai sus (punere în soluţie la 1 100°C cu menţinere de 30′ şi răcire în apă, durificare 30 h la 710—720°C) a fost necesar un studiu pentru stabilirea parametrilor optimi (timp şi temperatură), în funcţie de cantităţile variabile de titan.

Valoarea minimă de duritate prescrisă de proiectant (240 HB) este confirmată practic prin funcţionarea normală a turbinelor respective, funcţionare la care comportarea arcurilor plate este bună.

Arcurile care au avut valori de duritate sub 240 HB nu au fost suficient de elastice şi au produs deranjamente în funcţionarea agregatului.

În cadrul cercetărilor întreprinse în laborator s-au urmărit fenomenele care au loc în structură la încălzirea aliajului în jurul temperaturii de 700°C, temperatură de îmbătrînire indicată în literatură [1], [2].

În comparaţie cu aceste date s-a cercetat structura oţelului după călire (1 130°C, 1 h, răcire apă, fig. 2) şi structura aceluiaşi oţel încălzit în vid la 700°C (fig. 3). S-a remarcat o structură formată dintr-o matrice austenitică în care sînt dispersate carburi de Cr, W şi Ti.

Prin încălzire la 700°C în masa oţelului au loc precipitări la marginea grăunţilor de

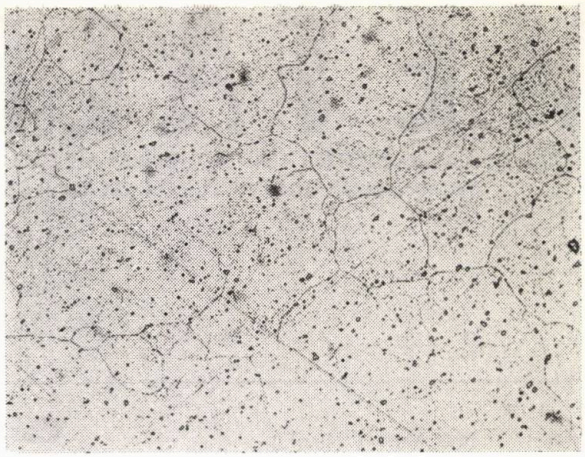


Fig. 2. Microstructura oţelului tip Cr-Ni-Ti după punere în soluţie, x 100.

Fig. 3. Microstructura oţelului tip Cr-Ni-Ti, încălzit în vid la 700°C, x 100.

austenită. Ridicînd temperatura la 860°C limitele grăunţilor se îngroaşă (fig. 4), unele contururi cristaline dispar şi granulaţia începe să crească.

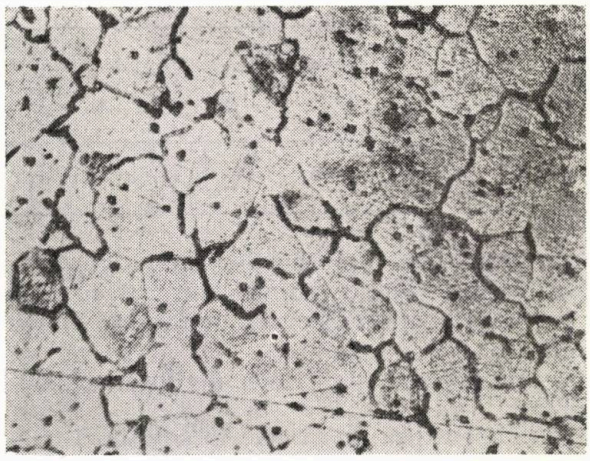


Fig. 4. Microstructura oţelului tip Cr-Ni-Ti, încălzit în vid la 860°C, x 100.

În urma observaţiilor privind microstructura în funcţie de temperatură şi cunoscînd faptul că un parametru important în tratamentul termic de durificare al acestui oţel este şi timpul, s-a stabilit următorul regim de tratament termic al celor trei şarje :

— călire la 1 130°C, menţinere 1 h, răcire în apă ;

— durificare la 700°C, variind timpul de menţinere de la 25 la 100 h şi răcire în aer.

În tabela 4 sînt prezentate valorile durităţilor HB, în funcţie de timpul de menţinere şi conţinutul de titan al şarjelor.

Tabela 4

Simbolul şarjei	Duritatea HB (în funcţie de timpul de menţinere)			
	25 h	50 h	75 h	100 h
A	165	171	184	198
B	165	177	192	202
C	197	223	250	232

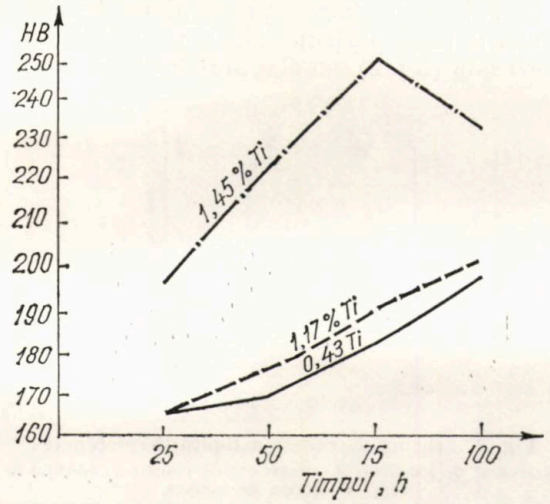


Fig. 5. Variaţia durităţii HB în funcţie de timpul de menţinere la durificare şi conţinutul în titan.

Din diagrama din figura 5 rezultă că la un conţinut de titan de 1,45 %, duritatea creşte cu timpul de menţinere la temperatura de 700°C, atinge un maxim după 75 h, ca apoi să scadă, situîndu-se însă la valori peste 230 HB.

La şarjele cu conţinut scăzut în titan sub limită sau la limită inferioară (1,1 % Ti), duritatea creşte pînă la circa 200 HB daNf/mm în aceleaşi condiţii, fără să atingă valoarea minimă impusă (240 HB daNf/mm²).

În concluzie oţelul înalt aliat tip Cr-Ni-Ti, destinat pieselor cu o funcţionare de lungă durată la temperaturi ridicate, în jur de 650°C, trebuie elaborat în condiţiile de respectare a compoziţiei chimice, iar în privinţa conţinutului de titan, acesta trebuie să se situeze către limita superioară (circa 1,3—1,5 % Ti). Cu o astfel de compoziţie chimică şi prin aplicarea tratamentului termic stabilit în condiţiile arătate se realizează valorile impuse de duritate pentru o comportare optimă în funcţionarea agregatelor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kontorovici I. E. *Tratamentul termic al oţelului şi al fontei*. Bucureşti, Editura tehnică, 1953, p. 479.

[2] * * * *Svoistva Stalei i Splavov Primeniaemih v Kotlotur-Bostroenii*. Leningrad, 1966, p. 200—211.

[3] Schumann H. *Metalurgie fizică*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1962, p. 473.

[4] Houdremont E. *Handbuch der Sonder Stahlkunde*, 1956, partea a II-a.

Cercetări privind elaborarea aliajelor de antifricțiune de tipul Al-Pb cu conținut mare de plumb pentru motoarele cu explozie

Dr. ing. Nguyen Van Hoa

CZ 669.71'4.018.25

Problema cea mai dificilă întîmpinată în elaborarea aliajului de tip Al-Pb cu conținut mare de plumb constă în repartizarea neuniformă și nedispersată a plumbului în masa de aluminiu datorită tendinței accentuate de segregație favorizată de nemiscibilitatea în fază lichidă și de intervalul mare de solidificare.

Pentru obținerea unei structuri metalografice corespunzătoare cu conținut mare de plumb (10—20%) s-au studiat și cercetat unele procedee speciale de elaborare cum sînt: folosirea acțiunii ultrasunetului asupra topiturii, tratamentul prin supraîncălzire, tratamentul topiturii cu carbonat de potasiu, introducerea plumbului în topitură sub forma compusului chimic, elaborarea aliajelor în cursul căderii libere a topiturii combinate, elaborarea benzilor cu zone de diferite compoziții etc. Totuși, rezultatele obținute încă nu au satisfăcut condițiile aplicării în producție a acestora.

Principiul de elaborare a aliajului Al-Pb bazat pe alierea elementelor componente în cursul căderii libere prima dată a fost cercetat de Michael A. D. și alții [2]. Acest procedeu pornește de la ideea că în cursul căderii libere a topiturii diferența greutății specifice între plumb și aluminiu nu va influența asupra procesului de segregație. Introducerea plumbului în topitura de aluminiu se realizează sub forma plumbului pur sau aceea a reacției între compusul chimic al plumbului și aluminiul topit. Suprapus cu răcire rapidă la anumită temperatură, unde viscozitatea topiturii este relativ înaltă, se va obține o structură corespunzătoare cu conținut mare de plumb.

Totuși, cu schema instalației propuse de autor (fig. 1) încă nu s-au rezolvat complet problemele

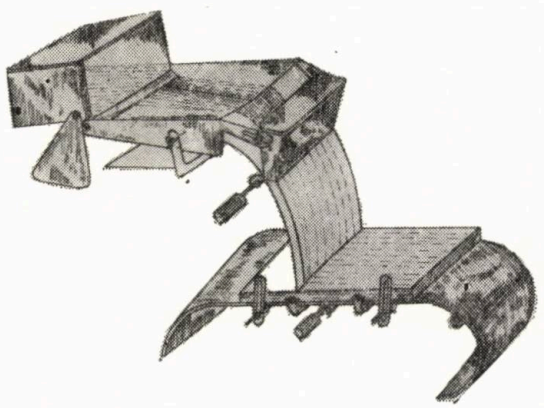


Fig. 1. Schema instalației pentru elaborarea aliajului Al-Pb pe cursul căderii libere.

tehnice necesare cerute de caracteristicile tehnologice ale aliajului Al-Pb cum sînt: măsurile de degazare, de protecție la oxidare, de reglare a vitezei și repartizării plumbului în topitură de aluminiu etc.

În vederea perfecționării acestui procedeu de elaborare autorul a realizat studiul și cercetarea teoretică și experimentală asupra mecanismului proceselor ce se desfășoară în timpul elaborării.

Baza teoretică și instalația

Luînd în considerare procesul de transmisie termică a unei porțiuni din topitură în cursul căderii sale (fig. 2) s-a elaborat formula de bază,

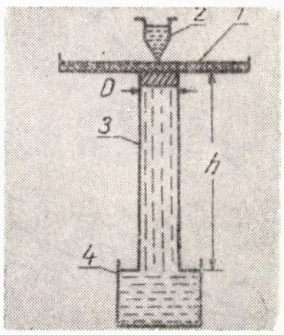


Fig. 2. Schema de cădere a topiturii combinate:
1 – rezervorul de aluminiu; *2* – rezervorul de plumb; *3* – curentul de cădere; *4* – forma de turnare.

care reprezintă relația între parametrii principali ce determină calitatea structurii aliajului:

$$h = k\frac{D^2 \Delta T'^2}{\alpha^2 \Delta T^2}, \qquad (1)$$

unde:

h este înălțimea de cădere, cm;
D — diametrul jetului de cădere, cm;
$\Delta T'$ — diferența dintre temperatura de turnare și aceea unde începe răcirea finală, °K;
ΔT — diferența de temperatură înainte de cădere între topitură și mediul înconjurător, °K;
α — coeficientul de transmisie termică a mediului, cal/cm²·grd·s;
K — coeficientul teoretic care este egal cu $g \cdot c^2 \gamma^2/32$ (g—accelerația gravitațională; c—căldura specifică; γ—greutatea specifică); în cazul de față $K = 11{,}025$ cal²/cm²·grd²·s².

În aceşti parametri $\Delta T'$ caracterizează viscozitatea topiturii înaintea răcirii finale în formă, factor fundamental care determină direct calitatea aliajului. Acest parametru nu se poate alege în mod arbitrar, ci trebuie stabilit prin experienţă într-o condiţie concretă a instalaţiei. Cei patru parametri rămaşi se pot alege în anumite limite în funcţie de condiţiile tehnice existente.

Pe baza consideraţiilor teoretice a relaţiei parametrilor tehnici, legaţi prin formula 1, şi a condiţiilor tehnologice existente şi, de asemenea, prin probarea şi modificarea necesară, s-a proiectat şi construit o instalaţie specială pentru elaborarea aliajului Al-Pb după principiul prezentat. Această instalaţie se numeşte VIRO—2 (fig. 3). Cele trei sisteme principale ale instalaţiei sînt : sistemul de topire şi combinare, sistemul de cădere şi protecţia la oxidare şi sistemul de turnare şi răcire finală.

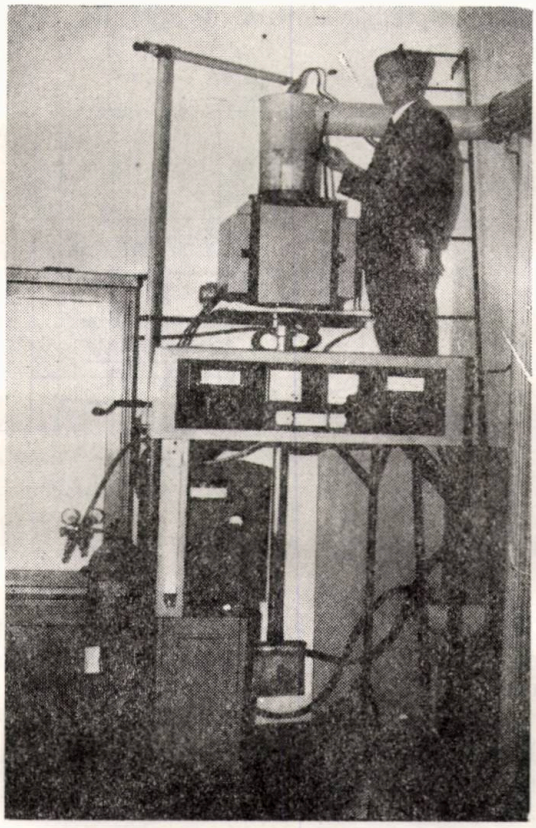


Fig. 3. Aspectul general al instalaţiei VIRO—2.

Sistemul de topire şi combinare se prezintă în figura 4. Într-un cuptor electric cu bare de silit *1* se pune vasul de aluminiu *2*. Injectorul de plumb *5* se sudează direct pe rezervorul de plumb *3*, aflîndu-se în mijlocul vasului de aluminiu. Lungimea injectorului se calculează astfel, încît capul său de formă conică pe care se află găurile de injecţie să poată astupa ieşirea topiturii de aluminiu, iar rezervorul de plumb se află în zona superioară a cuptorului, unde temperatura este mai joasă decît cea din zona centrală în care se topeşte aluminiul. Astfel, prin ridicarea rezervorului de plumb se realizează curgerea aluminiului şi, în acelaşi timp, gaura de injecţie se deschide, injectîndu-se clorura de plumb.

Clorura de plumb (Cl_2Pb), care se topeşte în rezervorul *3* sub presiunea azotului, se injec-

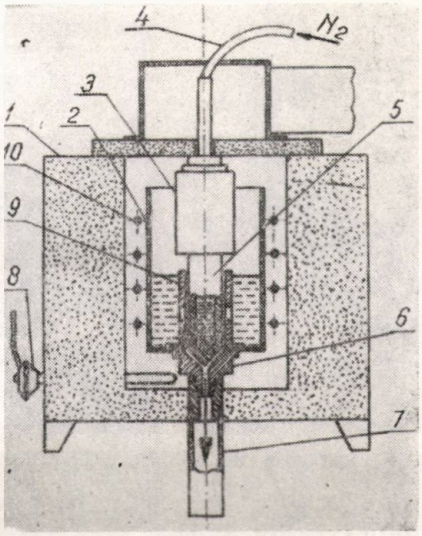


Fig. 4. Sistemul de topire şi combinare al instalaţiei VIRO—2.

tează în spaţiul format de tubul de dirijare *9* şi injectorul *5*, unde reacţionînd cu aluminiul topit se formează clorură de aluminiu (Cl_3Al), plumbul reducîndu-se conform reacţiei :

$$3Cl_2Pb + 2Al = 2Cl_3Al + 3Pb$$

Clorura de aluminiu, care se evaporă la 183°C, realizează procesul de degazare după reacţia :

$$3H + Cl_3Al = Al + 3HCl$$

HCl se combină cu aluminiul :

$$3HCl + Al = Cl_3Al + 2/3H_2,$$

dînd în final hidrogen molecular, care se îndepărtează printr-un procedeu fizic. Ieşind din topitură clorura de aluminiu agită puternic topitura combinată, favorizîndu-se repartizarea uniformă a plumbului în masa topiturii.

Topitura combinată cade printr-o ţeavă de protecţie, unde clorura de aluminiu se degajă în continuare ocupînd interiorul ţevii, şi se realizează protecţia contra oxidării a jetului în cădere. Cînd topitura atinge forma de turnare metalică procesul de reacţie se termină şi începe răcirea finală cu ajutorul apei care circulă într-o cămaşă de răcire, în contracurent.

Cu această instalaţie pilot s-au realizat la catedra de tehnologia metalelor din Institutul politehnic — Iaşi experienţele de bază privind elaborarea aliajului de tip Al-Pb.

Pentru examinarea calităţilor de turnare a aliajului s-a folosit instalaţia de analiză „Quantimetru" (fig. 5), determinîndu-se porozitatea şi dispersia aliajului turnat.

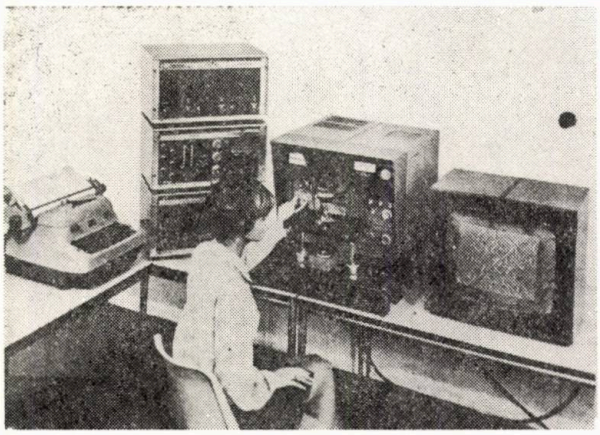


Fig. 5. Instalaţia de analiză „Quantimetru".

Rezultate experimentale

La introducerea plumbului sub forma compusului Cl_2Pb topit, rezultatele experimentale duc la următoarele indicaţii :

— Privind stabilirea înălţimii de cădere, datele experienţelor s-au dat în tabela 1, iar rezultatele, în figura 6. Înălţimea de 1 500 mm se consideră cea optimă. În structură există o fază intermediară sub forma numeroaselor insule de amestec Cl_2Pb-Pb.

— Privind determinarea dimensiunii orificiului de cădere, datele experienţelor s-au înscris în tabela 1. Analizînd metalografic probele de turnare s-a constatat că cea mai bună structură se obţine la experienţa nr. 2, unde structura conţine mai puţină fază intermediară decît în cazul experienţei nr. 1, iar umplerea formei se realizează mai uşor decît în cazul experienţei nr. 3.

— Privind stabilirea temperaturii de turnare, datele experienţelor sînt trecute în tabela 2. S-a constatat că temperatura de turnare de 820—850°C se consideră corespunzătoare. Temperatura de turnare nu produce modificarea calităţii structurale în afară de modificarea cantităţii fazei intermediare.

Totuşi, procentul fazei intermediare încă nu s-a micşorat considerabil. Aceasta arată că, în principiu, introducerea plumbului sub forma compusului chimic nu permite obţinerea unei structuri numai din două faze, ci în condiţiile tehnice permise de construcţia instalaţiei apare şi o fază în plus, a cărei cantitate este relativ mare şi nefavorabilă pentru comportarea aliajului la alunecare.

Pentru micşorarea cantităţii acestei faze trebuie să se micşoreze cantitatea clorurii de plumb, care participă la reacţie. De aceea plumbul se introduce sub formă de amestec : plumb topit şi clorură de plumb.

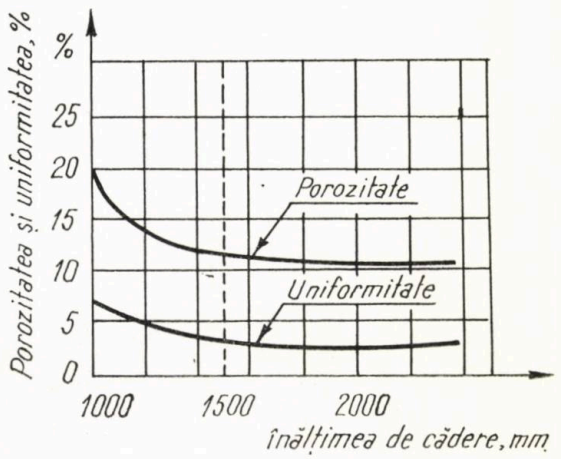


Fig. 6. Calitatea aliajului în funcţie de înălţimea de cădere

În tabela 3 se scriu datele tehnice ale experienţelor cu modificarea procentului de plumb în amestecul introdus. S-a constatat că :

— Procentul fazei intermediare scade considerabil o dată cu creşterea procentului de plumb în încărcătură (fig. 7).

Tabela 1

Numărul de şarje	Nr. 1	Nr. 2	Nr. 3	Nr. 4	Nr. 5
Compoziţia încărcăturii, g :					
— Aluminiu A.5	2 700	2 700	2 700	2 700	2 700
— Cl_2Pb	800	800	800	800	800
Temperatura de turnare, °C	800	800	800	800	800
Presiunea azotului, kgf/cm²	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
Viteza de răcire, °C/s	300—500	300—500	300—500	300—500	300—500
Înălţimea de cădere, mm	1 500	1 500	1 500	1 500	1 500
Diametrul orificiului de cădere, mm	12	10	8	6	4

Tabela 2

Numărul de șarje	Nr. 1	Nr. 2	Nr. 3	Nr. 4	Nr. 5
Compoziția încărcăturii, g :					
— Aluminiu A.5	2 700	2 700	2 700	2 700	2 700
— Cl_2Pb	800	800	800	800	800
Temperatura de turnare, °C	780	800	820	850	870
Presiunea azotului, kgf/cm²	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
Viteza de răcire, °C/s	300—500	300—500	300—500	300—500	300—500
Înălțimea de cădere, mm	1 500	1 500	1 500	1 500	1 500
Diametrul orificiului de cădere, mm	10	10	10	10	10
Procentul fazei intermediare, %*)	30	30	27	27	25

* Procentul de suprafață ocupat de faza intermediară.

Tabela 3

Nr. de experiențe	Nr. 1	Nr. 2	Nr. 3	Nr. 4	Nr. 5	Nr. 6
Temperatura de turnare,°C	820	820	820	820	820	820
Presiunea azotului, kgf/cm²	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
Viteza de răcire, °C/s	300—500	300—500	300—500	300—500	300—500	300—500
Înălțimea de cădere, mm	1 500	1 500	1 500	1 500	1 500	1 500
Diametrul orificiului de cădere, mm	10	10	10	10	10	10
Procentul de Pb în Pb-Cl_2Pb, %	30	40	50	60	80	90
Conținutul de Pb obținut, %	14—17	14—17	14—17	14—17	14—17	14—17
Procentul fazei intermediare, %	20	26	11	7	5	3

— Porozitatea scade de asemenea tot datorită micșorării cantității gazului Cl_3Al.

— Plumbul în structură se prezintă sub forma rețelelor continue cu dispersie și uniformitate corespunzătoare (fig. 7).

Fig. 7. Structura cu 17% plumb, atacat cu NaOH concentrat, mărire 100 : 1.

Această structură se aseamănă cu aceea a benzilor din U.S.A. și are zone cu diferite procente de plumb (fig. 8).

La un procent de plumb în încărcătură mai mare de 90% aliajul devine mai slab, apare segregația zonală, iar oxidarea topiturii de asemenea are loc mai intens în timpul căderii.

Verificarea calității aliajelor elaborate

Pentru verificarea calității aliajului s-au ales două compoziții tipice ale aliajului cercetat, ale căror regimuri de elaborare sînt date în tabela 4.

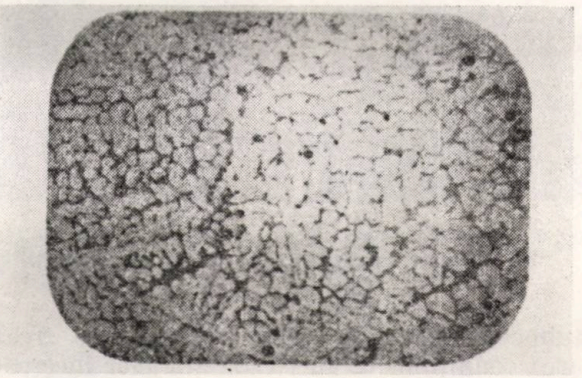


Fig. 8. Structura aliajului Al-Pb după Eppich R.E. [3].

Prin laminare și placare pe suport de oțel, structura și proprietățile se modifică remarcabil. Figura 9 prezintă structura metalografică în stare laminată și bimetalică.

— Duritatea aliajului se determină în stare bimetalică, iar rezistența la rupere se măsoară cu epruvetele de 1 mm grosime, obținută la ultima trecere de laminare. Rezultatele s-au dat în tabela 5 în comparație cu aliajele de antifricțiune pe bază de aluminiu, care s-a întrebuințat deja în construcția motoarelor.

S-a constatat că rezistența la rupere a aliajelor elaborate aparține categoriei medii, în timp ce duritatea lor se află în categoria aliajelor moi.

— Comportarea la uzură se încearcă cu ajutorul instalației speciale C—001 de la Uzina

Tabela 4

Caracteristicile tehnologice	AlPb–10	AlPb–15
Temperatura de turnare, °C	820	820
Presiunea N_2, kgf/cm²	0,5	0,5
Viteza de răcire, °C/s	300–500	300–500
Înălțimea de cădere, mm	1 500	1 500
Diametrul orificiului de cădere, mm	10	10
Procentul de Pb pur în încărcătură, %	50	80
Conținutul de Pb obținut, %	10	17
Procentul fazei intermediare, %	11	5

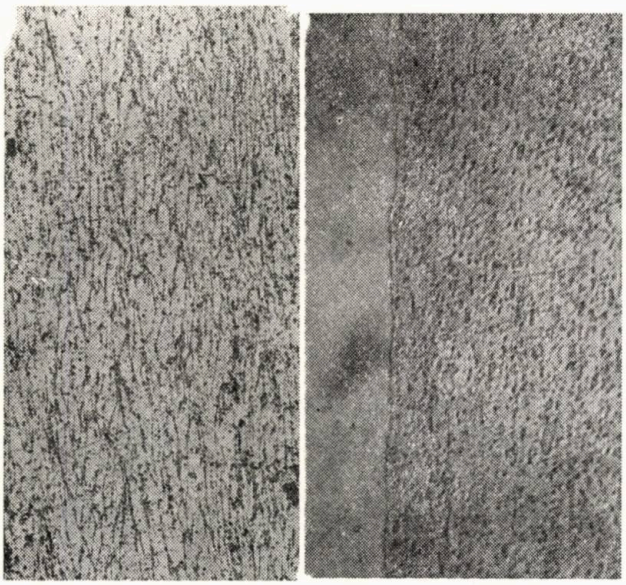


Fig. 9. Structurile, după prelucrare, ale aliajului Al Pb–15 : *a* — în stare laminată ; *b* — în stare bimetalică.

Rulmentul—Brașov, unde se asigură realizarea condițiilor de lucru ale aliajelor încercate relativ apropiate de funcționarea reală, iar aprecierea comportării la uzură se realizează în mod comparativ între diferite materiale încercate pe aceeași instalație.

Epruvetele se execută din bandă bimetalică.

Regimurile de sarcină, cu care se încearcă epruvetele, constau în: 174 daN/cm² ; 274 daN/cm² ; 443 daN/cm².

Pentru fiecare sarcină se încearcă unele epruvete. Uzura se obține prin cîntărirea epruvetelor după etapele de uzură în timp.

Diagrama de uzură se trasează cu uzurile volumetrice medii ale epruvetelor de aceeași sarcină. Aceste valori de uzură corespund cu etapele de timp scrise în abscisă (fig. 10).

Temperatura de funcționare a epruvetelor și a lubrifiantului este corespunzătoare cu cea din motoarele cu explozie.

— Coeficientul de frecare se determină cu ajutorul instalației speciale de la Institutul pentru creație științifică și tehnică din București (INCREST).

Încercarea la frecare se face prin contactul dintre tambur și sabot. Tamburul se execută din oțel de rulment cu duritatea de 61 Rc, cu diametrul de 23 mm. Sabotul se face din bimetalul cercetat. Viteza de alunecare în cazul de față este de 1,5 m/s. Rezultatul se interpretează în diagrama 11 unde se trasează de asemenea și curba dependenței coeficientului de frecare cu sarcina de încercare ale aliajului AS–15.

Comportarea la uzură și frecare determinată permite folosirea aliajului elaborat cu succes în motoarele cu explozie, în special pentru motoare de tractoare și de automobile.

Cu instalația realizată și metoda de cercetare respectivă se poate obține un tip nou de aliaje de antifricțiune pe bază de aluminiu, în care conținutul de plumb este ridicat (10—20 %), cu structura metalografică corespunzătoare.

Caracteristicile de antifricțiune ale aliajelor cercetate sînt satisfăcătoare ca aliaje de antifricțiune pentru motoarele de tractoare și de automobile.

Îmbunătățirea caracteristicilor aliajelor elaborate printr-o tehnologie adecvată de placare constituie garanția deplină a utilizării acestor noi aliaje în industria constructoare de motoare. Aceasta impune în continuare noi cercetări privind regimurile optime de placare.

Tabela 5

Mărcile aliajelor	Compoziția aliajelor									Rezistența la rupere, kgf/mm²	Duritatea, HB
	Si	Sn	Cu	Mg	Zn	Pb	Cd	Ni	Al		
KS 1275	12	—	1	1	0,2	—	—	1	rest	30–37	90–125
KS 951	4	—	0,1	—	—	—	1	—	rest	10–12	28–32
KS 960	1,5	—	1	0,5	—	1	—	—	rest	26–30	50–60
KS 980	—	6	1	—	—	—	—	—	rest	13–14	35–40
KS 980.1	4	6	1	—	—	—	1	—	rest	14–16	35–45
KS 984	—	2	3	1	—	—	—	—	rest	30–24	40–50
KS 985	—	20	1	—	—	—	—	—	rest	13–11	28–35
AlPb–10	—	—	—	—	—	10	—	—	rest	16–18,5	32–40
AlPb–15	—	—	—	—	—	15	—	—	rest	15–17,5	31–38

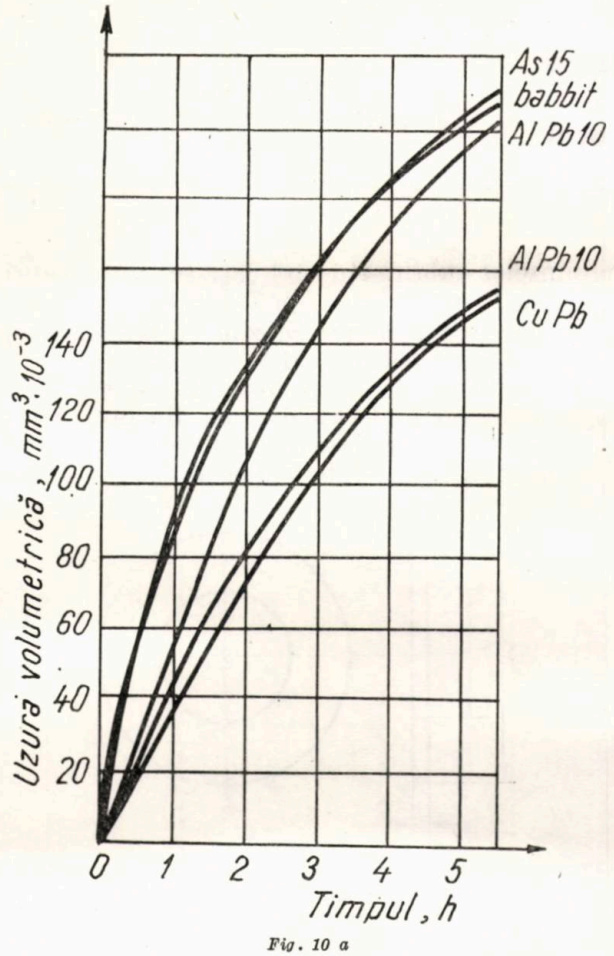


Fig. 10 a

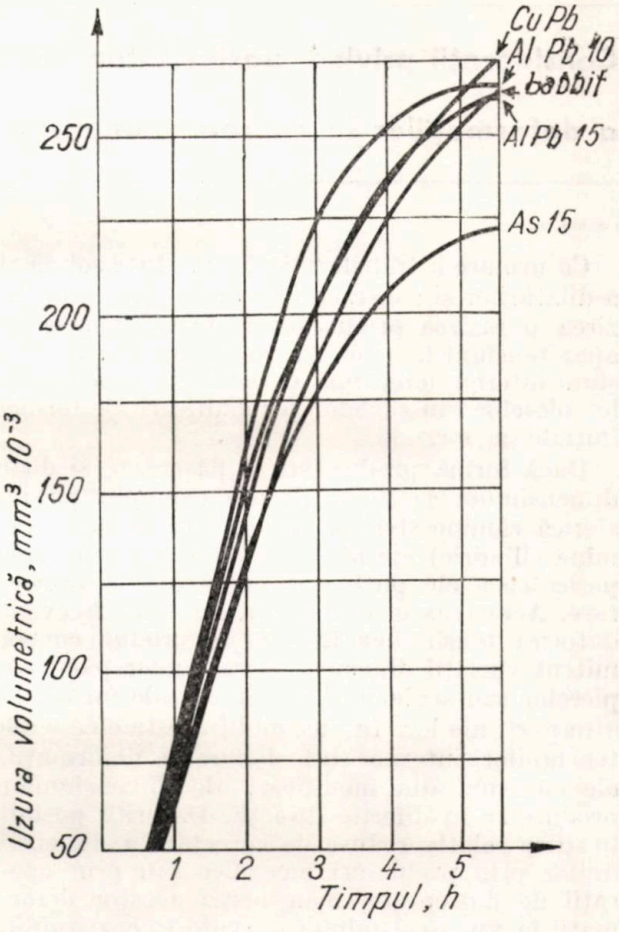


Fig. 10 b

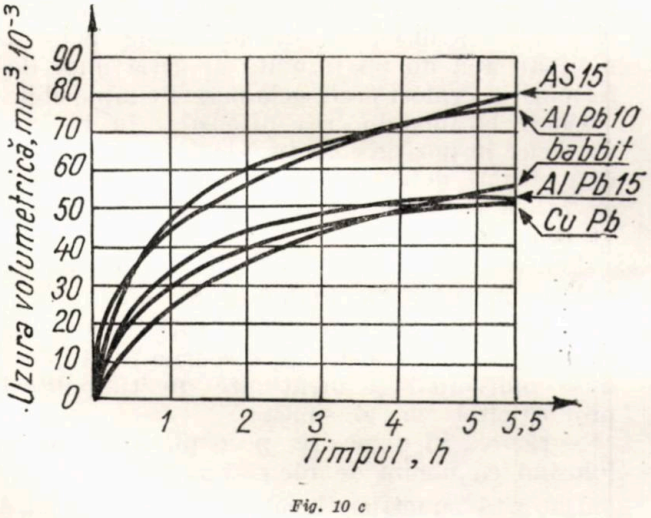


Fig. 10 c

Fig. 10. Uzura comparativă a unor aliaje de antifricţiune tipice la sarcina 174 daN/cm² (*a*); 274 daN/cm² (*b*); 443 daN/cm² (*c*).

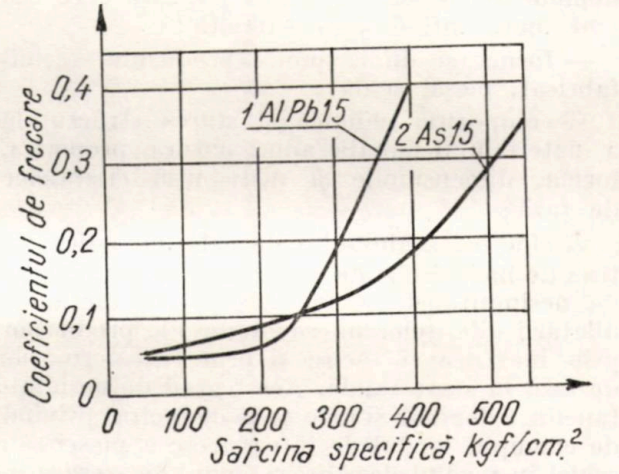


Fig. 11. Coeficientul în funcţie de sarcina specifică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nguyen van Hoa. *Contribuţii la studiul aliajelor de antifricţiune pentru motoarele de tractoare şi automobile.* Inst. politehnic—Iaşi. Teza de doctorat, 1973.

[2] Michael D. A. şi alţii. *Improvements in or relating to bearing material.* Brevet Anglia, nr. 1127192, 11.X.1969.

[3] Eppich R. E. şi alţii. *A neu nearing Material Cast from imiscibile Metals.* Metals Engineering (U.S.A.), vol. 11, nr. 1, 1971.

Considerații privind posibilitățile de reducere a deformațiilor la călirea unor discuri din oțel

Ing. A. Adăscăliței
Întreprinderea mecanică „Nicolina" — Iași

CZ 621.785.6

Ca urmare a transformărilor în stare solidă și a dilatărilor și contracțiilor care au loc la încălzirea și răcirea produselor metalice în acestea apar tensiuni interne. La rîndul lor aceste tensiuni interne determină variații ale dimensiunilor pieselor sau sculelor și modificări ale formei inițiale a lor.

Dacă forma produsului se păstrează și doar dimensiunile se modifică (de exemplu o bilă sferică rămîne sferică, iar un bolț cilindric rămîne cilindric) variațiile de dimensiuni nu sînt periculoase ele putînd fi prevăzute la proiectare. Acest caz este însă rar. În mod frecvent datorită tensiunilor interne se produc concomitent variații dimensionale ale unor părți ale pieselor sau sculelor și modificări ale formei în alte părți ale lor. În ansamblu aceste efecte ale tensiunilor interne sînt denumite deformații, ele constînd din modificări ale dimensiunilor produselor în diferite direcții. Datorită posibilităților relativ reduse de corectare a dimensiunilor prin prelucrări mecanice sau prin operații de îndreptare, menținerea acestor deformații la un nivel minim de valori constituie o problemă importantă care trebuie rezolvată în practica tratamentului termic.

Valoarea deformațiilor de tratament termic depinde de o serie de factori dintre care cea mai mare influență o exercită:

— forma și dimensiunile produsului (semifabricat, piesă, sculă);

— compoziția chimică și starea structurală a materialului metalic adică natura, proporția, forma, dimensiunile și distribuția cristalelor de fază;

— cinetica schimbului de căldură, adică viteza de încălzire și de răcire și, implicit, gradul de nesimultaneitate în timp a contracției și dilatării diferitelor microvolume ale produselor prin încălzire și răcire și prin transformările de fază în stare solidă. Acest grad de nesimultaneitate depinde și de o serie de factori privind de exemplu modul de introducere a piesei sau sculei în mediul de călire și modul de așezare în cuptor în timpul încălzirii.

Tehnologie și dispozitiv pentru călirea discurilor

Față de complexitatea și influența factorilor enumerați, menținerea la valori minime a deformațiilor devin deosebit de dificile în cazul produselor subțiri din oțel care se supun căliri martensitice.

În lucrarea de față se prezintă o tehnologie și un dispozitiv pentru călirea discurilor.

Forma și dimensiunile discurilor sînt prezentate în figura 1. Discurile sînt din oțel Arc 4 și trebuie călite în vederea obținerii unei structuri martensitice cu duritatea de 54—56 HRC.

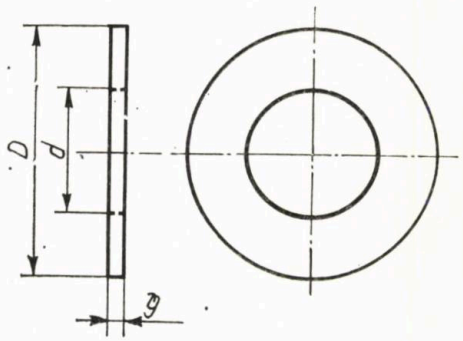


Fig. 1: $g = 2-10$ mm; $d = 105-130$ mm; $D = 180-190$ mm.

Pe baza considerațiilor făcute mai sus rezultă că aplicarea călirii obișnuite care implică încălzirea și introducerea individuală și liberă (fără dispozitiv) a discurilor în bazinul de răcire în ulei sau apă nu poate evita apariția unor deformații cu valori peste cele maxime admisibile.

Chiar la introducerea discurilor în bazinul de răcire în poziție corectă (vertical, pe direcție diametrală) deformațiile nu pot fi menținute la valori suficient de mici, fiind practic inevitabilă curbarea.

Pentru călirea discurilor din figura 1 s-au aplicat următoarele tehnologii:

— încălzirea pentru austenitizare în cuptorul cu temperatură constantă, discurile fiind introduse individual și menținute un timp direct proporțional cu grosimea;

— răcirea în dispozitiv pe o piesă de călire, folosind ca mediu de răcire apa.

Datorită simetriei, încălzirea discurilor fără dispozitiv duce la deformații prea mari care nu pot fi corectate la operațiile ulterioare.

În dispozitivul pentru răcire discurile sînt astfel așezate și strînse încît datorită plasticității ridicate eventualele deformații apărute la încălzire sînt eliminate.

Ca mediu de răcire pentru călirea martensitică s-a folosit apa prezentînd pe lîngă capacitate mare de schimb de căldură și avantajul

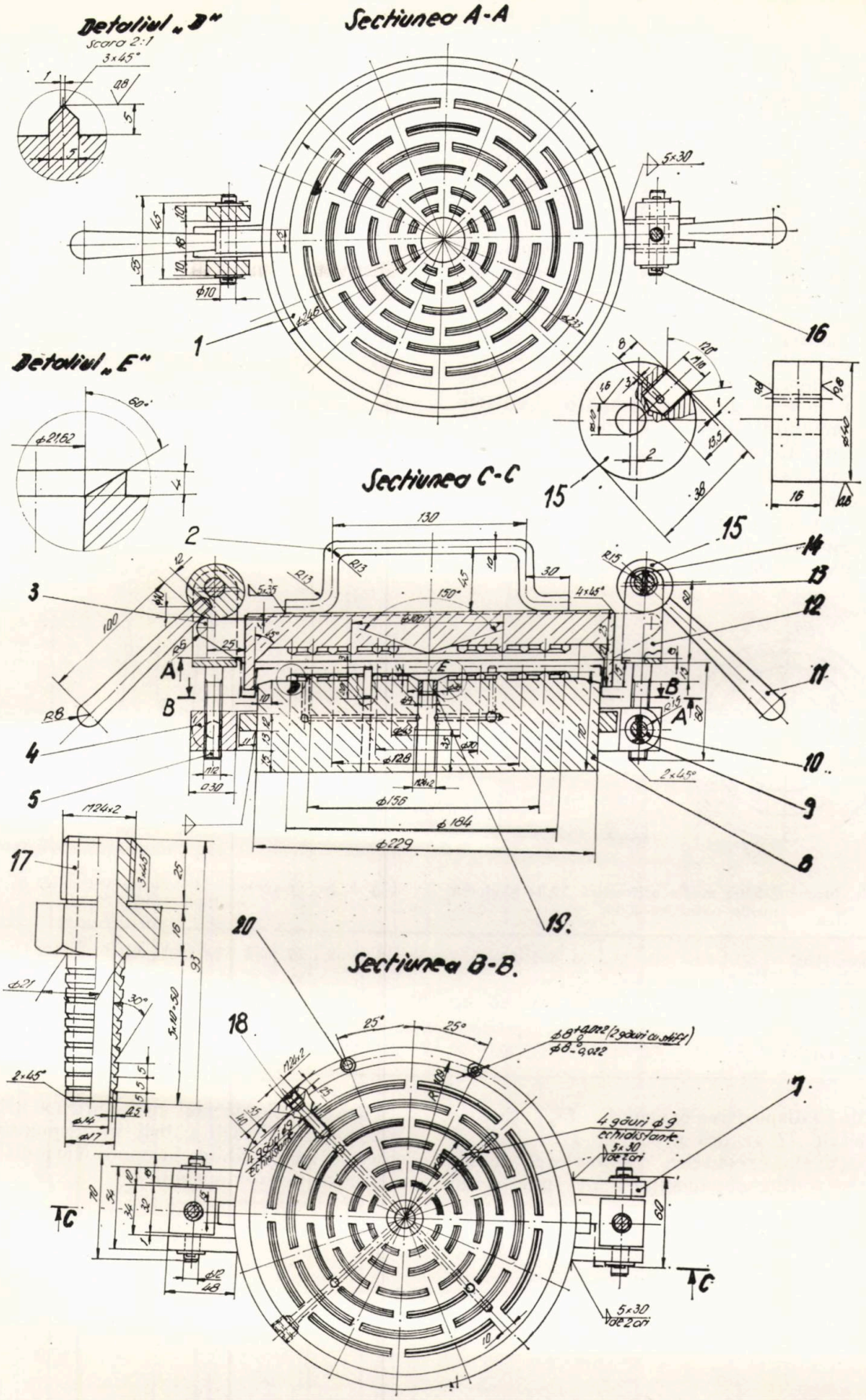


Fig. 2. Dispozitiv de călire :

1—capac dispozitiv; *2*—miner; *3*—umăr; *4*—ax; *5*—opritor; *6*—şurub reglare; *7*—ureche; *8*—suport inferior dispozitiv; *9*—şplint 2,7×18; *10*—şaibă 12jc6; *11*—miner; *12*—ureche; *13*—şaibă 10jc 6; *14*—şplint 2×16; *15*—excentric; *16*—bolţ ţ lo je 6 55×48; *17*—ştuţ alimentare apă; *18*—dop filetat M24×2; *19*—bucşă-reducţie; *20*—ştift opritor ⌀8×20.

unei colectări şi recirculări mai simple şi mai eficiente în comparaţie cu uleiul. De asemenea, datorită necesităţii de uniformizare a operaţiilor la călire în piesă, păstrarea caracteristicilor termo-fizice ale mediului de răcire este o cerinţă importantă, căreia apa îi poate satisface mai uşor şi mai sigur decît uleiul. Dispozitivul este prezentat în figura 2. El este alcătuit dintr-un suport inferior *8* şi un capac *1*, prevăzut cu un mîner *2*, pentru ridicarea lui după călirea unui disc şi reaşezarea după introducerea unui nou disc adus de la cuptorul de încălzire pentru austenitizare. Atît suportul inferior, cît şi capacul au suprafeţele striate cu canale orientate circular şi alternate sistem labirint. În acest fel se realizează o circulaţie intensă a mediului de răcire şi un schimb rapid şi uniform de căldură. Apa, mediul de răcire, este adusă în dispozitiv printr-un racord situat la partea de jos a suportului inferior al dispozitivului iar ieşirea ei se face pe circumferinţă.

După aşezarea discului pe suportul inferior se aşază capacul şi apoi se etanşează cu ajutorul a două dispozitive excentrice *15*, acţionate cu manetele *11* asupra urechilor *12*.

Dispozitivele excentrice autoreglează închiderea sistemului capac-suport în funcţie de grosimea discului. În acest fel dispozitivul poate fi utilizat pentru o gamă largă de piese de diametre şi grosimi diferite. După etanşare se introduce apa de răcire. După un timp stabilit ca minim necesar pentru efectuarea călirii apa se evacuează prin acţionarea manetei excentricului. După călire capacul superior se ridică cu ajutorul mînerului, se scoate discul călit şi apoi se reia ciclul pentru călirea unui nou disc: introducerea discului, închiderea şi etanşarea sistemului, introducerea apei la răcire, călirea, evacuarea apei, ridicarea capacului, evacuarea discului călit etc.

Aplicarea călirii în acest dispozitiv a dus la menţinerea deformaţiilor în limite care nu depăşesc toleranţele prescrise.

În ceea ce priveşte valorile prescrise pentru duritate, după cum rezultă din figurile 3 şi 4 ele au fost obţinute cu o dispersie satisfăcătoare pe circumferinţă.

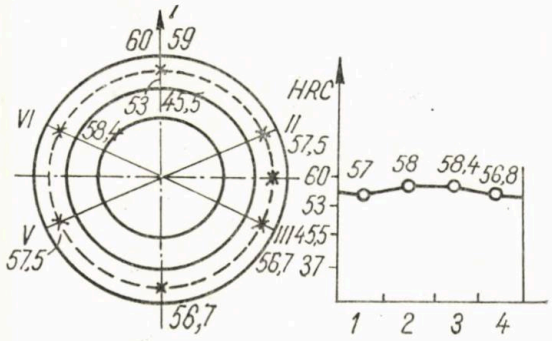


Fig. 3. Nr. încercări 349; media aritmetică 57,5; abaterea medie pătratică 3,30.

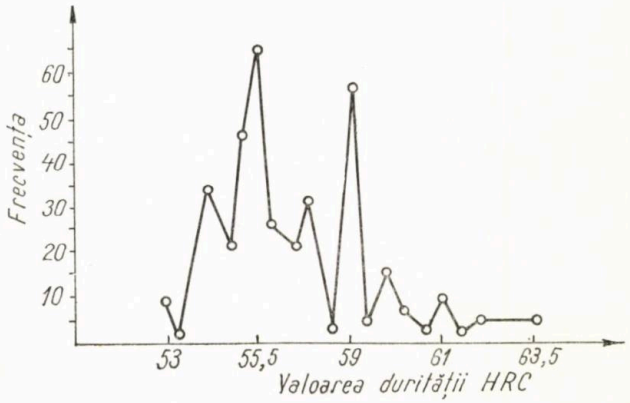


Fig. 4. Nr. măsurători 349; media aritmetică 57,5; abaterea medie pătratică 3,72;

1	Mărimea HRC	53	54	545	55	55	555	56,5	57	58	58,5	59	57	58	58,5	60	61	61,5	62	62,5	63	63,5
2	Frecvenţa	8	2	34	20	46	64	26	20	31	2	56	3	15	5	2	7	1	2	2	0	2
3	Frecv. cumulată	8	10	44	64	110	114	200	220	251	253	309	312	327	332	335	342	343	345	347	347	349

Rezultatele de mai sus confirmă utilitatea şi eficienţa utilizării călirii în dispozitiv pentru piesele susceptibile, la modificări de formă şi variaţii de dimensiuni.

Ing. D. Văiteanu
Ministerul Industriei Construcţiilor de Maşini Grele
Ing. Gh. Constantin
Uzina Vulcan — Bucureşti

Caracterizare generală şi alegerea mediilor de răcire la călirea prin C.I.F.

CZ 621.785.545.082

Verificările experimentale urmăresc în mod special obţinerea unui strat călit cu structură corespunzătoare, cu martensită fină, lipsită de ferită liberă sau austenită reziduală şi care să aibă adîncimea şi duritatea în limitele prescrise. De asemenea, regimul stabilit trebuie să evite petele moi sau fisurile de călire. Pentru aceasta se fac experimentări şi asupra timpului de pauză (timpul care se scurge între operaţiile de încălzire şi răcire), precum şi asupra naturii şi presiunii jetului de lichid de răcire.

În general, răcirea la călirea C.I.F. se face cu apă. Apa se trimite fie prin inductor (care joacă şi rolul de răcitor-duş), fie printr-un dispozitiv special de răcire, legat solidar cu inductorul (în special la aşa-numita metodă de călire progresivă).

Condiţiile impuse apei de răcire se referă la temperatură, care variază în limitele 5—25°C, şi la presiune, care poate varia în limitele 0,2—0,6 atm (20—60 kV/m²).

Pentru unele oţeluri aliate cu stabilitatea mare a austenitei subrăcite (41CN12, 41MoC11) se poate recurge şi la răcirea cu emulsie de 10—15% ulei în apă sau chiar ulei cald (40—60°C), dacă altfel nu pot fi evitate.

La folosirea uleiului trebuie avut grijă ca debitul de ulei să fie suficient pentru a nu se produce vaporizarea şi eventuala sa aprindere în contact cu piesa caldă. În acest caz piesa este încălzită superficial şi introdusă în ulei. Viteza de răcire are o importanţă primordială la tratamentul termic de călire.

Aşa cum s-a mai arătat, pentru a se obţine o structură complet martensitică, viteza reală de răcire trebuie să fie mai mare decît viteza critică de călire.

Viteza reală de răcire a unei piese din oţel depinde de următorii factori:

— căldura specifică şi conductibilitatea termică a oţelului;

— dimensiunile şi starea suprafeţei piesei;

— capacitatea (energia) de răcire a mediului de răcire.

Primii doi factori sînt, de fapt, daţi şi asupra lor nu se poate acţiona. De aceea, alegerea mediului de răcire reprezintă singura posibilitate de a influenţa răcirea.

Mediile de răcire folosite la călire (sau, mai simplu, mediile de călire, cum se vor numi în continuare) pot fi lichide (apă, soluţii apoase de săruri, uleiul mineral), gazoase (aer uscat liniştit sau sub formă de jet, aer umed). Dintre acestea cea mai largă răspîndire o au mediile lichide şi, în special, apa şi uleiul.

Un mediu de călire lichid nu asigură o viteză de răcire constantă pe tot intervalul de temperaturi cuprins între temperatura de austenitizare şi temperatura ambiantă. Dacă se introduce o piesă caldă într-un mediu de călire lichid şi se urmăreşte variaţia temperaturii suprafeţei piesei în timp (adică se reprezintă curba de răcire a suprafeţei piesei) se constată că aceasta pune în evidenţă trei intervale distincte ale răcirii (fig. 1).

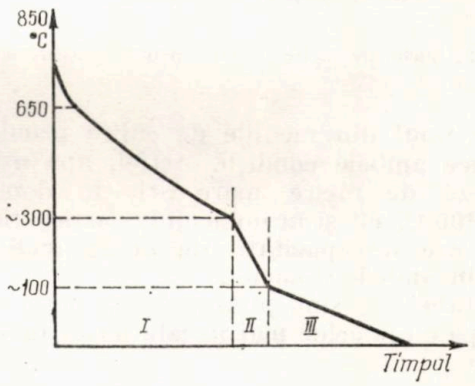


Fig. 1. Curba de răcire a suprafeţei unei piese, răcite în apă (după Pilling şi Lynch).

La început contactul piesei calde cu lichidul face ca aceasta să se evapore brusc, consumînd o bună parte din căldura piesei, a cărei temperatură scade rapid pînă la cca. 650°C. Imediat după aceasta începe stadiul I al răcirii, în cursul căruia suprafaţa piesei se răceşte lent datorită faptului că pelicula de vapori supraîncălziţi este termoizolantă. Se trece apoi în stadiul II, în cursul căruia răcirea este mai rapidă, deoarece pelicula de vapori se rupe şi lichidul fierbe intens consumînd rapid din căldura piesei. În momentul în care se atinge temperatura de fierbere a mediului (la apă 100°C) aceasta încetează şi se intră în stadiul al III-lea al răcirii, care este mai lentă, deoarece schimbul de căldură se face numai prin convecţie şi conductibilitate.

Pentru un mediu de călire este importantă în primul rînd viteza de răcire în intervalul 600—400°C, în care stabilitatea austenitei este

minimă şi este necesară cea mai mare viteză de răcire pentru a evita transformarea perlitică. În al doilea rînd este importantă viteza de răcire în intervalul transformării martensitice (Ms—Mf), unde este necesară o viteză de răcire mai mică pentru a nu se produce crăparea pieselor.

Un mediu de călire ideal ar trebui, deci, să dea o curbă de răcire de forma aceleia din figura 2.

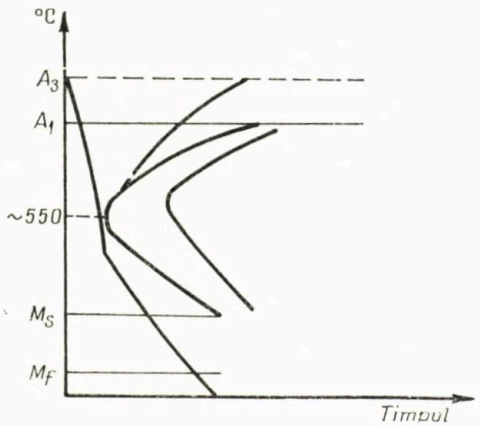


Fig. 2. Curba de răcire pentru mediul de călire ideal.

Nici unul din mediile de călire uzuale nu satisface ambele condiţii. Astfel, apa asigură o viteză de răcire mare atît în domeniul 600—400°C, cît şi în domeniul martensitic, iar uleiul are o capacitate de răcire mult mai mică în ambele domenii.

În tabela 1 sînt prezentate caracteristicile principale ale celor mai uzuale medii de călire lichide.

Tabela 1

Mediul de călire	Temperatura începerii stadiului II al răcirii, °C	Viteza de răcire, °C/s în centrul unei bile de argint cu ∅ 20 mm	
		la 400°C	la 200°C
Apă liniştită la 20°C	400	200	700
Apă liniştită la 40°C	350	100	550
Apă recirculantă la 20°C	400	350	700
Soluţie apoasă 10% NaCl	650	2 200	700
Soluţie apoasă 5 — 30% NAOH	650	1 800	200
Ulei mineral	500	60	10

Din această tabelă se constată că prin încălzire apa îşi pierde capacitatea de răcire în domeniul transformărilor perlitice dar răceşte destul de energic în domeniul martensitic; părerea că prin încălzirea apei s-ar reduce pericolul de crăpare a pieselor este, deci, greşită.

Apa răceşte cu atît mai energic, cu cît este mai bogată în săruri şi gaze; de aceea soluţiile apoase de săruri (de ex. saramura) răcesc mai energic, unele dintre ele (aşa-zisele săruri „caustice" pe bază de NaOH) avînd şi o viteză mai mică de răcire în domeniul martensitic.

Apa şi soluţiile apoase se folosesc la călirea oţelurilor carbon, care au viteze critice de călire mari. Pentru a-i menţine capacitatea de călire este indicat ca apa să fie recirculată sau agitată.

Uleiul mineral are o capacitate de răcire mică în domeniul perlitic şi foarte mică în domeniul martensitic. Este mediul ideal pentru oţelurile aliate, care au viteze critice de călire mici şi prezintă un pericol mai mare de crăpare la călire. Uleiul are dezavantajul că este scump,

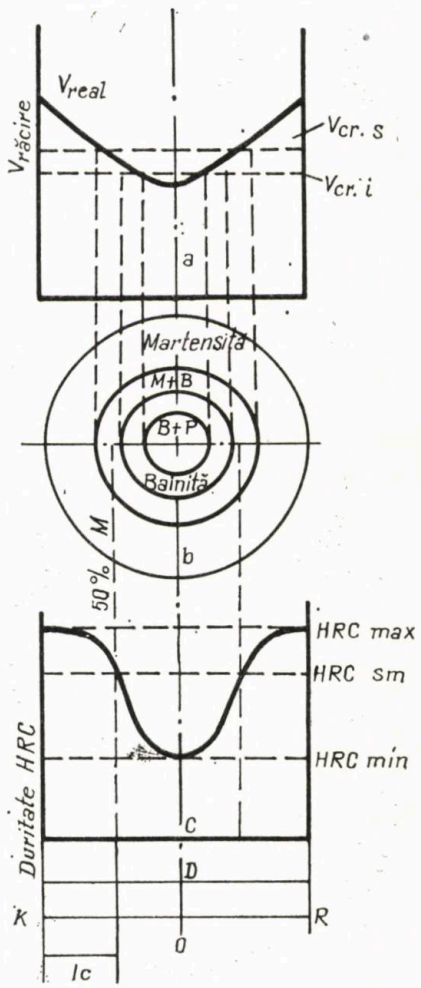


Fig. 3. Variaţia vitezei de răcire (*a*), a structurii (*b*) şi a durităţii (*c*), în secţiunea unei piese în curs de călire.

dă un fum înnecăcios prin ardere şi murdăreşte piesele călite, necesitînd operaţii ulterioare de spălare.

Pentru unele oţeluri înalt aliate, care au o austenită foarte stabilă, se foloseşte ca mediu de călire aerul (oţeluri autocălibile).

Starea suprafeței piesei influențează acțiunea refrigerentă a mediilor de călire. Astfel prezența neregularităților face ca pelicula de vapori să fie mai aderentă, prelungind stadiul I al răcirii.

Stratul de oxizi (țunderul) are o influență dublă : pe de o parte micșorează conductibilitatea termică, iar pe de altă parte contribuie la ruperea peliculei de vapori, influența însumată depinzînd de grosimea și compoziția sa.

Dacă o piesă cilindrică din oțelul eutectoid avînd diametrul D este încălzită pînă în domeniul austenitic și este apoi introdusă într-un mediu de călire, ea nu se va răci uniform pe toată secțiunea. Suprafața piesei, care vine în contact direct cu mediul de călire, se va răci mult mai repede decît straturile interioare, a căror răcire se va realiza în centrul piesei. Viteza reală de răcire pe secțiunea piesei, V_{real}, va varia, deci, după o curbă asemănătoare celei din figura 3.

Dacă oțelul respectiv are vitezele critice (superioară și inferioară) corespunzătoare liniilor orizontale V_{crs} și V_{cri} din figura 3, structura pe secțiunea piesei va varia așa cum se arată în figura 3, *b*: complet martensitică în zona exterioară în care viteza reală de răcire este mai mare decît viteza critică superioară; martensitită + bainită în zona intermediară, apoi urmează bainită și, după aceea, un amestec de bainită și perlită.

Mediile de răcire folosite în practica călirii trebuie să corespundă la două cerințe principale :

— să favorizeze pătrunderea călirii pe o adîncime cît mai mare a piesei, de obicei pe toată secțiunea acesteia, valorificînd cît mai complet călibilitatea oțelului respectiv;

— să nu provoace apariția în timpul călirii a unor tensiuni interne prea mari care ar favoriza fisurarea sau deformarea produselor.

CRONICĂ

LUCRĂRILE COMISIEI ELECTROTEHNICE INTERNAȚIONALE (C.E.I.) DE LA VARȘOVIA, PRIVIND UTILIZAREA ALUMINIULUI ELECTROTEHNIC ÎN LOCUL CUPRULUI LA INSTALAȚIILE ELECTRICE DE JOASĂ ȘI MEDIE TENSIUNE

În perioada 19—26 noiembrie 1973 au avut loc la Varșovia lucrările Comisiei Electrotehnice Internaționale (C.E.I.), care au reunit specialiști din mai multe țări (România, Polonia, S.U.A., Ungaria, Austria, R. F. Germania, Finlanda, Belgia, Olanda, Anglia, Spania, Norvegia, Italia, Suedia). Cu această ocazie au fost analizate tendințele actuale în economia de cupru, conductor pentru cabluri de energie de joasă și medie tensiune (1—10 kV) și înlocuirea cuprului, unde este posibil, prin cabluri de aluminiu masiv, cablat, rotund sau sectorizat. În expunerea inițială a Secretariatului C.E.I. s-a subliniat necesitatea și importanța utilizării aluminiului electrotehnic în construcția cablurilor de energie și a liniilor electrice, menționîndu-se performanțele tehnice și economice ale acestui metal conductor. După expunerea inițială a fost evocată experiența țărilor membre C.E.I. cu privire la utilizarea aluminiului în construcția cablurilor de energie, scopul înlocuirii cuprului prin aluminiu, precum și metodele de raționalizare a consumului de metale neferoase (cupru și aluminiu) în construcția rețelelor electrice în cabluri aeriene prin aplicarea unor procedee moderne, tehnologice și constructive : sectorizarea fazelor active ale cablurilor care permit compactizarea, micșorarea diametrelor cablurilor și economisirea unor importante cantități de metale neferoase, de circa 5—8% cupru, aluminiu și plumb pe un km de cablu.

Înlocuirea cuprului prin aluminiu a fost stabilită ca oportună la toate rețelele de cabluri de energie de joasă și medie tensiune (1—10 kV), precum și la cablurile de telemăsurare, telecomandă și semnalizare. Prin aceasta, menținînd parametrii electrici ai cablurilor, respectiv secțiunea lor electrică, s-a ajuns la concluzia că pe fiecare kilometru de cablu montat s-ar putea economisi circa 50—65% cupru, înlocuindu-l prin aluminiu.

Economia de cupru prin înlocuirea lui cu aluminiu poate fi uplimentată prin sectorizarea fazelor cablurilor din aluniniu. Această măsură tehnică conduce la economii suplinentare de cupru și aluminiu de circa 30—60% pe un kilonetru de rețea cu secțiune medie de 3 × 120 mm², pentru abluri de energie, și o secțiune medie de 150 mm² pentru nii electrice aeriene. Economia de cupru și aluminiu, uată pe ansamblul metalelor neferoase conductoare utiliate în industria cablurilor electrice, poate fi majorată aplicînd recomandările C.E.I. privind compactizarea construcției cablurilor de energie de joasă și medie tensiune, sectorizînd fazele lor active și eliminînd construcția cablată fasciculară a conductorilor activi ai cablurilor pînă la secțiunea de 3 × 150 mm², care necesită multă manoperă de trefilare și toronare și provoacă pierderi tehnologice inerente, de ordinul 2—3%. În sensul menționat, analiza efectuată de către Comitetul de Studii C.E.I. 18 A a pus în evidență cele relevate mai sus și a făcut următoarele recomandări privind utilizarea judicioasă a metalelor neferoase electrotehnice : înlocuirea cuprului prin aluminiu în toate instalațiile electrice care funcționează în condiții normale la tensiunea de 1—6 kV și folosirea cuprului numai în cazuri bine justificate îndeosebi în medii în care se manifestă prezența agenților chimici corozivi ai aluminiului; utilizarea unor noi construcții de cabluri electrice cu faze active din aluminiu și cupru sectorizat masiv înlocuindu-se construcțiile de cabluri cu faze active din aluminiu și cupru rotund cablat ceea ce ar duce la o robustețe mai mare a cablurilor electrice; folosirea cablurilor electrice de joasă și medie tensiune cu faze active rotunde cablate numai în cazul instalațiilor electrice speciale care necesită pozări cu raze mici de curbură; protejarea anticorozivă a cablurilor prin învelișuri de polietilenă în vederea eliminării atacului coroziv al învelișurilor din aluminiu sau plumb care duce la deteriorarea învelișurilor respective și la avarierea rețelelor de cablu.

În paralel cu cele de mai sus, în cadrul lucrărilor C.E.I. care s-au desfășurat la Varșovia, a mai fost discutată problema înlocuirii manșoanelor de joncțiune din plumb și aluminiu, metale deficitare actualmente pe plan mondial, prin manșoane și cutii terminale din rășini sintetice epoxidice și poliesterice. Pentru înlocuirea manșoanelor de joncțiune din plumb și aluminiu prin manșoane din rășini sintetice de turnare Comitetul de lucru C.E.I. 18 A a dispus să se facă în toate țările membre studii critice și experimentări în vederea stabilirii condițiilor de înlocuire a manșoanelor și cutiilor terminale metalice din plumb și aluminiu. S-a indicat ca, în vederea înlocuirii să se aibă în vedere respectarea următoarelor condiții : rezistența la încovoiere și rezistența la compresiune a acesoriilor trebuie să fie de ordinul 30—40 kgf/cm²; rezistența la tracțiune a manșoanelor trebuie să fie de 40—42 kgf/cm².

În concluzie s-a stabilit ca toate țările membre C.E.I. să examineze în continuare posibilitățile de raționalizare a consumului de metale neferoase în industria de cabluri electrice și să facă secretariatului C.E.I. propuneri corespunzătoare.

Dr. ing. C. Cruceru

Cercetări privind posibilitatea de refolosire a amestecurilor de formare cu rășini sintetice, fără regenerare

Dr. ing. S. Buzilă și ing. Fl. Drăgoi
Institutul politehnic—București

CZ 621.742.487

În literatura de specialitate sînt puține publicații referitoare la refolosirea fără regenerare a amestecului de formare cu rășini sintetice. Această situație nu se poate explica prin greutăți legate de separarea amestecului de formare cu lianți organici de cel cu lianți anorganici, deoarece numeroasele publicații referitoare la regenerarea termică confirmă că cele două calități de amestec de formare sînt separabile la dezbatere.

Este adevărat că refolosirea amestecului de formare cu lianți organici, fără regenerare, în special cel cu rășini sintetice, nu se bucură de o aplicare în practică pentru o nouă preparare cu amestec cu rășini. De aceea ne-am propus să refolosim acest amestec dar nu cu rășini sintetice, ci cu lianți anorganici (argilă, bentonită, silicat de sodiu). S-a căutat să se obțină un amestec de model pe bază de amestec folosit cu rășini sintetice și un liant anorganic, amestecul folosit înlocuind nisipul nou. Lucrările experimentale au arătat că această metodă este aplicabilă la orice amestec folosit cu lianți organici fără regenerare.

Bazele teoretice ale problemei

Este bine cunoscut faptul că cele mai frecvente aderențe care se produc la piesele din aliaje feroase dar în special la cele din oțel sînt aderențele chimice, care necesită foarte multă manoperă în curățătorie pentru îndepărtarea lor. Mecanismul formării aderențelor chimice este următorul : la turnarea în forme și în special la suprafața de contact metal-formă, fierul și manganul se oxidează rezultînd FeO și MnO. Acești oxizi au caracter bazic și temperatura de topire mică, iar la contactul cu forma reacționează cu SiO_2 din formă, rezultînd astfel silicați de fier sau de mangan, cu temperaturi de topire mai mici decît temperatura de topire a oxizilor componenți; se formează astfel aderențele chimice. Prin urmare pentru a preveni apariția aderențelor chimice există două posibilități :

— de a se adăuga în amestecul de formare materiale care creează o atmosferă reducătoare la suprafața de contact metal-formă, împiedicînd astfel formarea oxizilor bazici în metalul lichid sau chiar reducerea oxizilor deja formați. Ca materiale reducătoare se folosesc : cărbune de piatră, păcură, motorină etc.;

— de a se folosi materiale refractare bazice sau neutre pentru amestecul de model, materiale care nu reacționează cu oxizii bazici din aliajul lichid deci nu mai interesează formarea lor.

Deoarece materialele refractare bazice sînt mai scumpe în prezenta lucrare s-a căutat să se facă uz de prima posibilitate adică folosirea de materiale organice care produc un film cu gaze reducătoare la suprafața de contact metal-formă. Pentru realizarea acestui obiectiv s-a recurs la amestecul folosit cu rășini sintetice fenolformaldehidice. Acest amestec are în componența sa, dacă este bine sortat, numai material refractar acid (SiO_2) și restul de rășină sintetică care nu a ars în timpul turnării dar care este suficientă pentru a produce filmul de gaze reducătoare.

Prin urmare se poate afirma că amestecul folosit cu rășini sintetice este superior calitativ nisipului nou deoarece amestecul folosit conține deja și materialul organic necesar producerii filmului de gaze reducătoare. Cît privește prețul de cost al amestecului folosit, acesta nu se mai ia în considerare deoarece după actuala tehnologie se transportă la haldă, necesitînd cheltuieli și pentru această operație.

Metoda de lucru

Pornind de la această premiză s-au efectuat cercetări pentru refolosirea amestecului cu rășini sintetice cu amestec de model, adăugîndu-se ca liant argilă, bentonită și silicat de sodiu.

Amestecuri de formare cu argilă ca liant. Cercetările efectuate în vederea obținerii unui amestec de model, pornind de la amestec folosit cu rășini sintetice și argilă ca liant au fost cît se poate de concludente atît în ceea ce privește rezistențele la compresiune și forfecare, în stare crudă și uscată, cît și în ceea ce privește permeabilitatea.

În cadrul lucrărilor experimentale s-au preparat amestecuri de model din forme cu rășini termoreactive, degradate mecanic (sparte) înainte de turnare. Aceste forme au fost sfărîmate în malaxor, iar la nisipul astfel obținut s-a adăugat argilă ca liant, pentru a se prepara un amestec de model. S-au ales forme-coji care nu s-au folosit la turnare deoarece au un conținut mai mare de liant.

Influenţa conţinutului de argilă asupra proprietăţilor amestecului s-a studiat pe amestecuri preparate în laborator, la care s-a ridicat treptat conţinutul de argilă. Astfel s-au preparat amestecuri experimentale cu : 5 %; 10 %; 15 %; 20 % şi 25 % argilă ca liant. În fiecare conţinut de argilă s-au făcut încercări cu : 3 %; 5 %; 7 %; 9 %; 11 %; 13 % şi 15 % apă.

Pentru a se putea studia rezultatele comparativ s-au efectuat şi studii privind proprietăţile amestecurilor de formare pe bază de nisip nou Aghireş şi argilă. Cu rezultatele obţinute s-au trasat o serie de diagrame, după cum se arată mai departe.

În figurile 1 şi 2 se dau graficele de variaţie a rezistenţei la compresiune şi a permeabilităţii, în stare crudă şi uscată, pentru amestecurile de formare pe bază de forme-coji sparte înainte de turnare, pentru diferite procente de argilă.

Pentru comparaţie în figurile 3 şi 4 se dau graficele de variaţie a rezistenţei la compresiune, la forfecare şi a permeabilităţii, în stare crudă şi uscată la 200°C pentru amestecurile de formare pe bază de nisip nou Aghireş şi argilă, cu diferite procente de argilă.

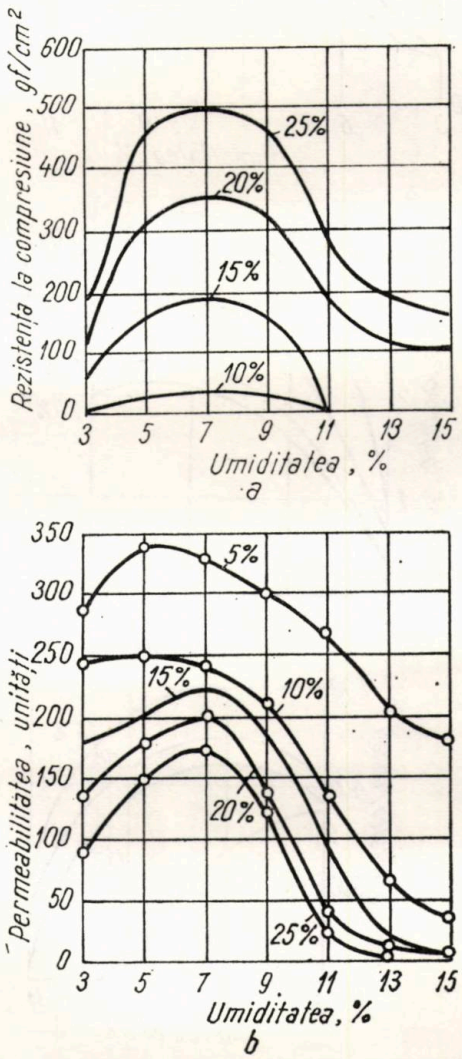


Fig. 1. Variaţia rezistenţei la compresiune şi a permeabilităţii cu umiditatea, a amestecurilor de formare crude, realizate pe bază de amestec folosit (forme-coji sparte) şi argilă, pentru diferite procente de argilă :
a – rezistenţa la compresiune; *b* – permeabilitatea.

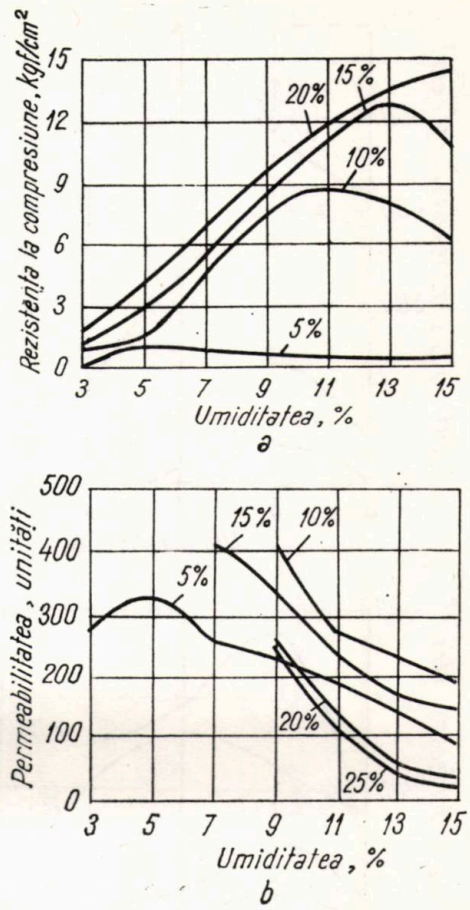


Fig. 2. Variaţia rezistenţei la compresiune şi a permeabilităţii cu umiditatea, a amestecurilor de formare uscate, realizate pe bază de amestec folosit (forme-coji sparte) şi argilă, pentru diferite procente de argilă :
a – rezistenţa la compresiune; *b* – permeabilitatea.

Pentru a cunoaşte influenţa conţinutului de bentonită asupra proprietăţilor amestecului de formare s-au preparat amestecuri la care s-a ridicat treptat conţinutul de bentonită.

Amestecuri de formare cu bentonită ca liant. Lucrările experimentale s-au efectuat cu material granular (nisip) provenit din forme-coji care s-au spart (degradat mecanic) în timpul procesului de formare-asamblare, astfel că au conţinut toată cantitatea de liant. Cu nisipul obţinut după sfărîmarea formelor în malaxor s-a preparat amestec de model, pentru forme crude şi uscate. Drept liant s-a folosit bentonită pentru a se vedea proprietăţile comparativ cu cele obţinute cu acelaşi material granular dar cu argilă ca liant.

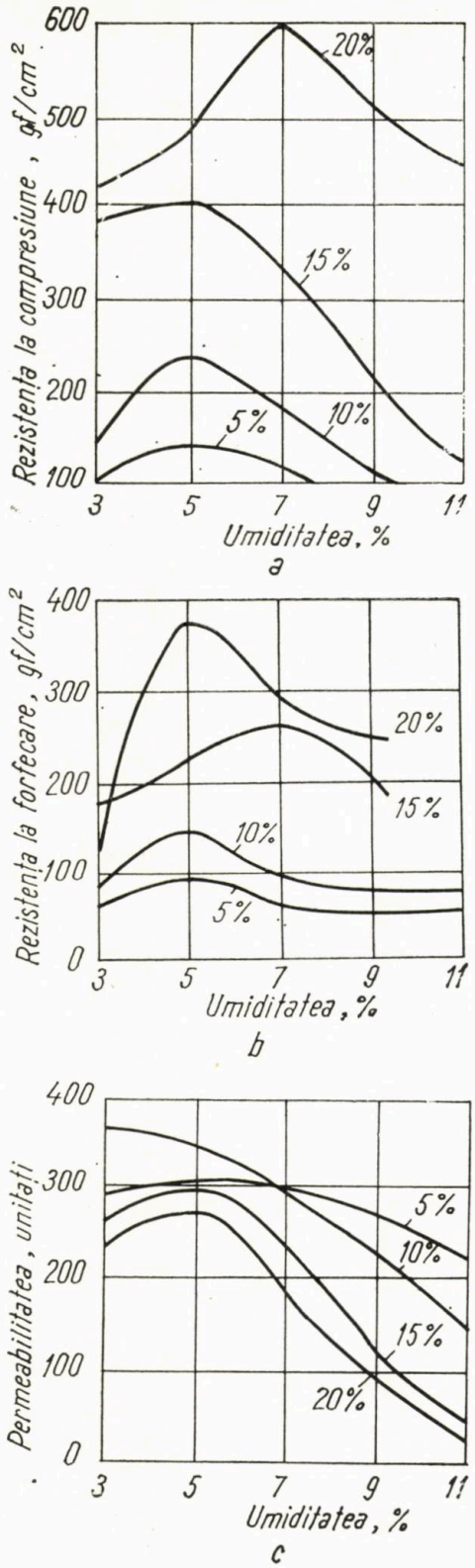


Fig. 3. Variația rezistenței la compresiune, la forfecare și a permeabilității cu umiditatea, a amestecurilor de formare crude realizate pe bază de nisip Aghireș pentru diferite procente de argilă :
a – rezistența la compresiune ; *b* – la forfecare ; *c* – permeabilitatea.

Astfel s-au preparat amestecuri experimentale cu : 6 % ; 10 % ; 14 % și 18 % bentonită. La fiecare conținut de bentonită s-au făcut încercări cu : 3 % ; 5 % ; 7 % ; 9 % ; 11 % ; 13 % și 15 % apă.

Rezultatele obținute asupra amestecurilor de formare, pe bază de material granular provenit din forme-coji sparte (degradate mecanic înainte de turnare) și bentonită ca liant, sînt date în diagramele următoare, după cum urmează :

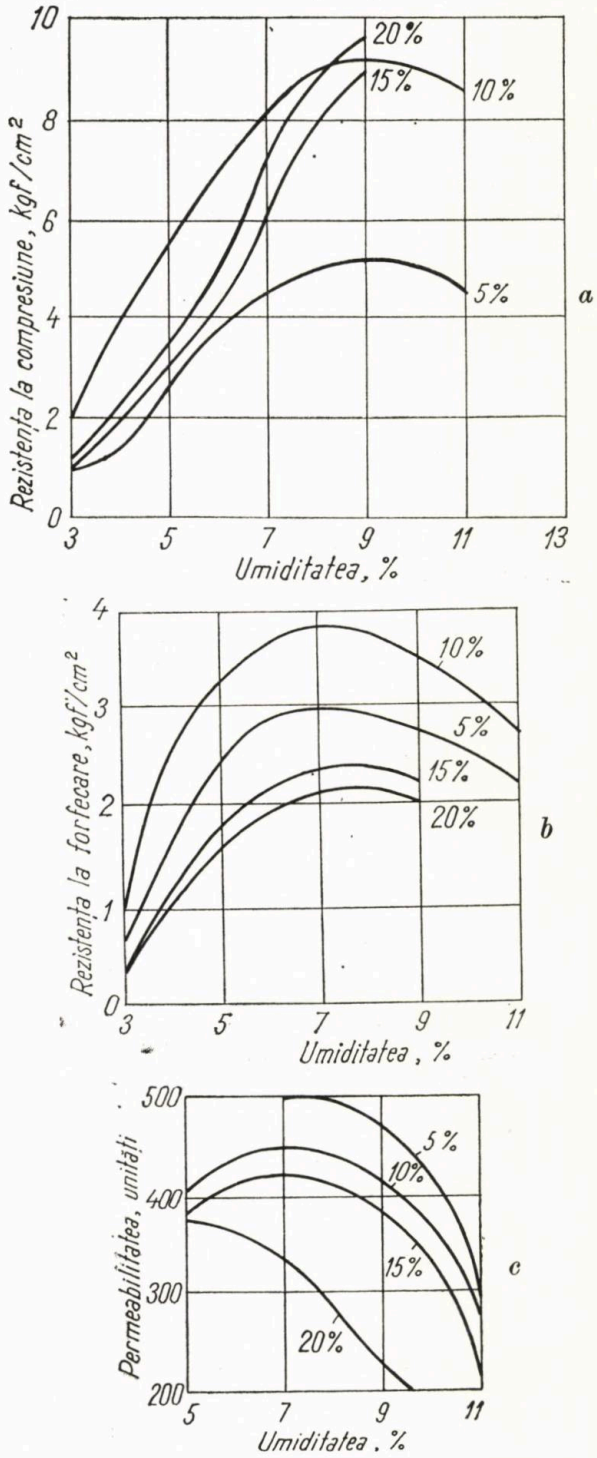


Fig. 4. Variația rezistenței la compresiune, la forfecare și a permeabilității cu umiditatea, a amestecurilor de formare uscate, realizate pe bază de nisip nou Aghireș și argilă, pentru diferite procente de argilă :
a – rezistența la compresiune ; *b* – la forfecare ; *c* – permeabilitatea.

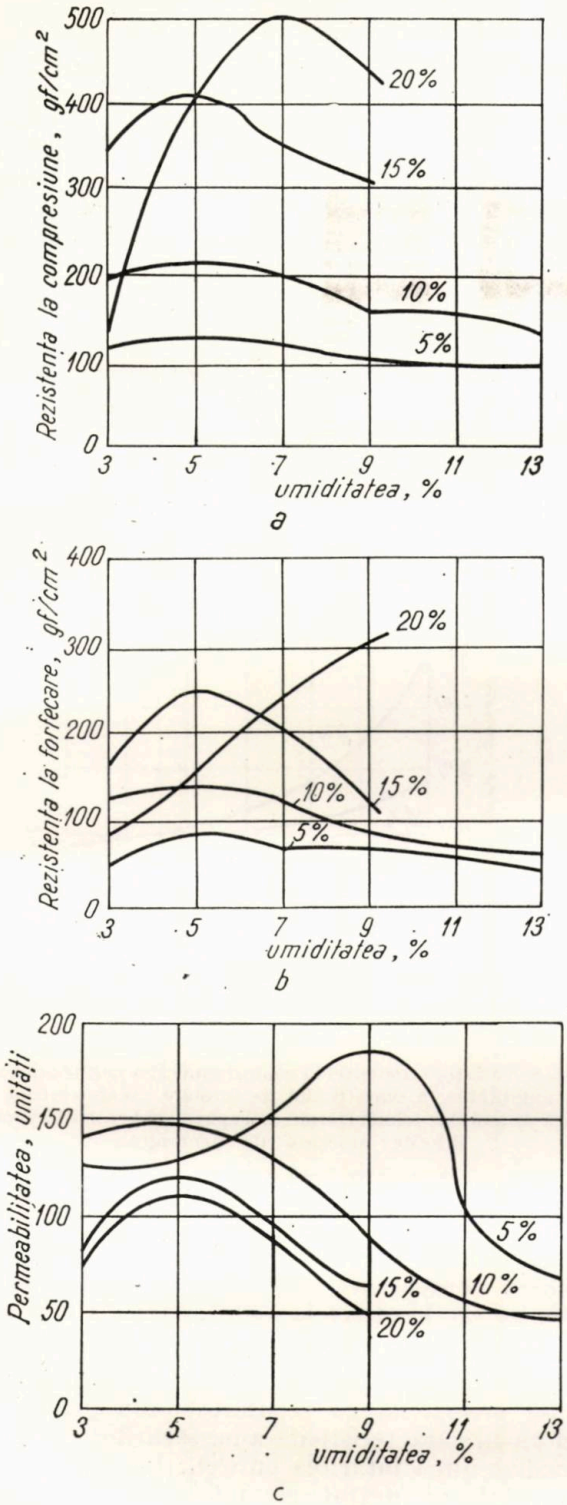


Fig. 5. Variația rezistenței la compresiune, la forfecare și a permeabilității, cu umiditatea, a amestecurilor de formare crude, realizate pe bază de amestec folosit, ars complet și argilă, pentru diferite procente de argilă :
a – rezistența la compresiune ; *b* – la forfecare ; *c* – permeabilitatea.

Variația rezistenței la compresiune și a permeabilității pentru amestecurile de formare crude, cu procentul de apă pentru diferite procente de bentonită, este dată în figura 7.

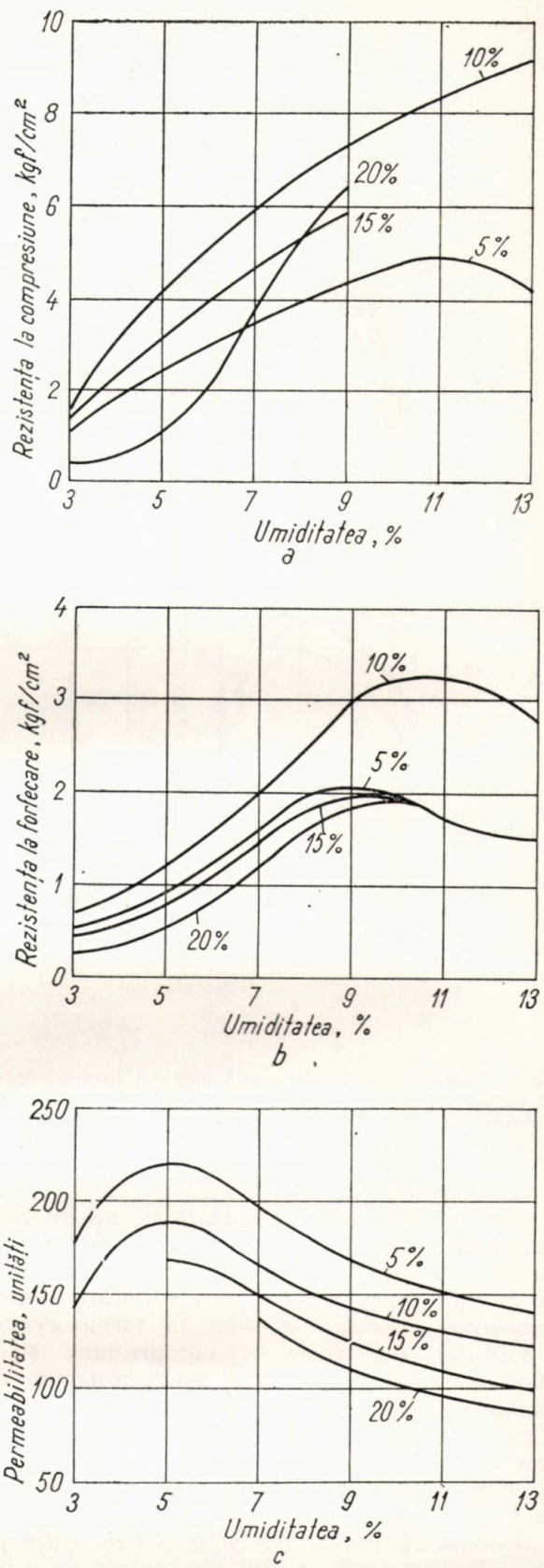
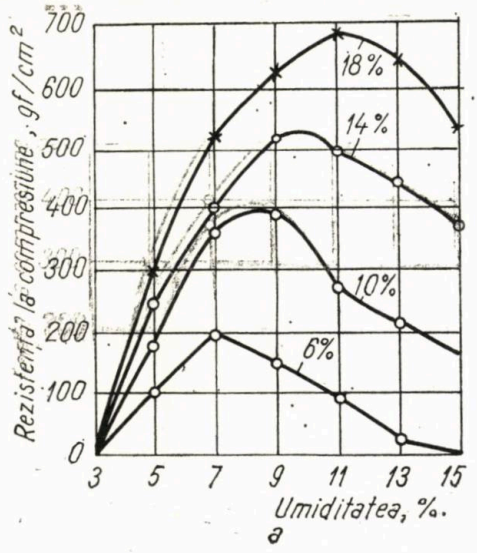


Fig. 6. Variația rezistenței la compresiune, la forfecare și a permeabilității, cu umiditatea, a amestecurilor de formare, realizate pe bază de amestec folosit ars complet cu argilă :
a – rezistența la compresiune ; *b* – la forfecare ; *c* – permeabilitatea.



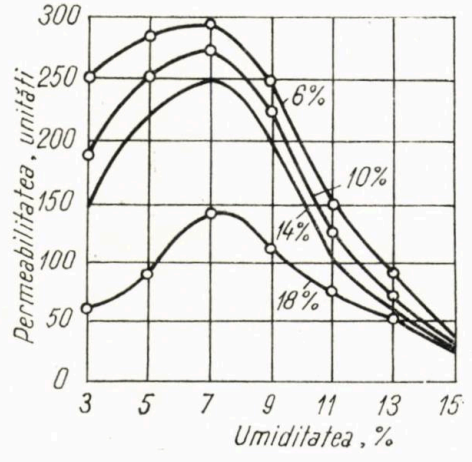


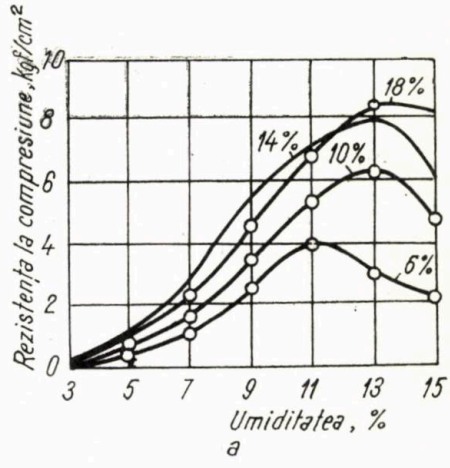
Fig. 7. Variația rezistenței la compresiune și a permeabilității cu conținutul de apă a amestecurilor de formare crude, realizate pe bază de amestec folosit (forme-coji sparte) și bentonită, pentru diferite procente de bentonită :
a — rezistența la compresiune; *b* — permeabilitatea.

Din analiza curbelor trasate în aceste diagrame se constată că amestecurile de formare cu 10 ; 14 și 18 % bentonită au atît rezistență la compresiune, cît și permeabilitate corespunzătoare turnării pieselor în forme crude.

Variația rezistenței la compresiune și a permeabilității pentru aceleași amestecuri de formare uscate este dată în figura 8.

Din analiza acestor curbe se constată că amestecurile de forme uscate, cu bentonită ca liant, asigură atît rezistență mecanică ridicată, cît și permeabilitate.

Amestecuri de formare cu silicat de sodiu ca liant. Pentru a găsi o altă posibilitate de utilizare a amestecurilor de formare provenite din forme-coji degradate mecanic înainte de turnare s-au efectuat lucrări experimentale pentru refolosirea acestor amestecuri ca amestec de model cu silicat de sodiu ca liant. În acest sens s-au preparat amestecuri cu 5 ; 6 ; 7 ; 8 ; 9 ; 10 ; 11 ; 12 și 13 % silicat de sodiu.



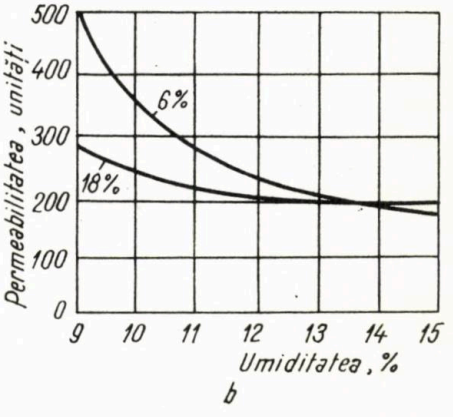


Fig. 8. Variația rezistenței la compresiune și a permeabilității, cu umiditatea, a amestecului de formare uscat, realizat pe bază de amestec folosit (forme-coji sparte) și bentonită pentru diferite procente de bentonită :
a — rezistența la compresiune; *b* — permeabilitatea.

Întărirea probelor s-a făcut cu CO_2, iar pentru comparație s-au confecționat și probe prin uscare în etuvă la 180°C, timp de una oră.

Rezultatele obținute sînt date în diagramele din figurile 9 și 10.

Se precizează că rezultatele din grafice se referă la caracteristicile amestecurilor obținute imediat după întărirea cu CO_2. Lucrările experimentale au arătat că miezurile întărite cu CO_2 se degradează în timp, ca urmare a reacției dintre rășina de pe granulele de nisip și silicatul de sodiu, deci nu pot fi păstrate mai mult ca o zi în turnătorie în timp ce miezurile uscate la 180°C își păstrează foarte bine caracteristicile timp îndelungat, la acestea neavînd loc nici o reacție chimică. Se observă că miezurile cu silicat de sodiu, uscate la 180°C, au rezistența la compresiune mult mai mare decît cele întărite cu CO_2.

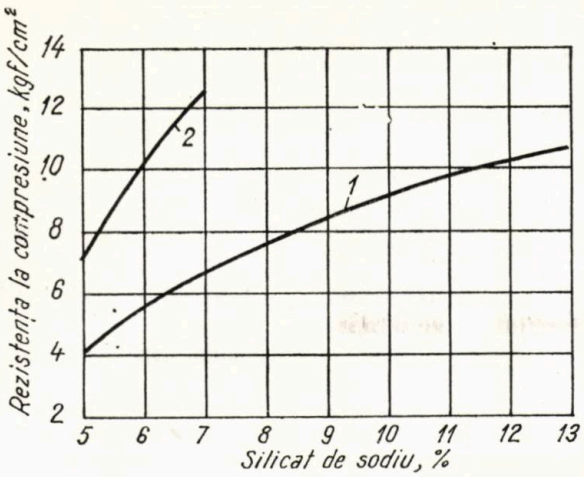


Fig. 9. Variația rezistenței la compresiune cu procentul de silicat de sodiu pentru amestecurile de formare pe bază de amestec folosit (forme-coji sparte) și silicat de sodiu întărite cu CO_2, comparativ cu a celor întărite în cuptor la 180°C :
1 – întărite cu CO_2; *2* – întărite în cuptor la 180°C.

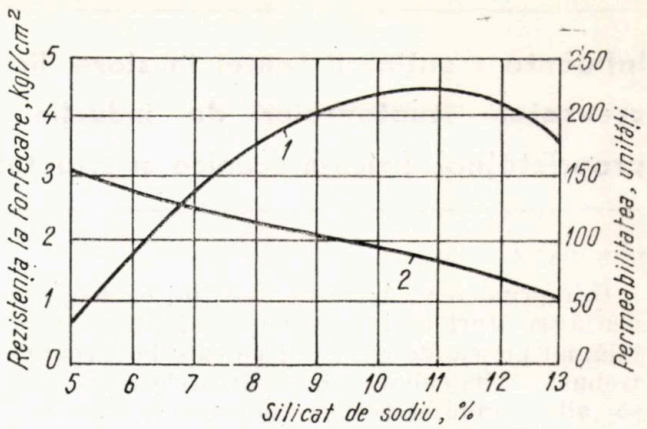


Fig. 10. Variația rezistenței la forfecare și a permeabilității cu procentul de silicat de sodiu, a amestecurilor de formare pe bază de amestec folosit (forme-coji sparte) și silicat de sodiu întărite cu CO_2 :
1 – rezistență la compresiune; *2* – permeabilitate.

Nu s-au făcut încercări cu mai mult ca 7% silicat de sodiu, pentru miezurile uscate la 180°C, deoarece acestea au avut rezistență mai mare decît cea care se poate determina la aparatele folosite curent pentru determinarea rezistențelor mecanice.

* * *

Din lucrările experimentale efectuate în laborator, precum și din analiza calității pieselor turnate cu amestec de model pe bază de material granular provenit din forme cu rășini sintetice, au rezultat următoarele :

— Amestecurile de formare, pe bază de material granular provenit din forme cu rășini sintetice, ca material refractar de bază și un liant anorganic (argilă, bentonintă sau silicat de sodiu) se pot folosi ca amestec de model atît pentru forme crude, cît și pentru forme uscate la turnarea pieselor din oțel, fontă și aliaje neferoase.

— Suprafața pieselor turnate în formele din aceste amestecuri este superioară celor turnate în forme pe bază de nisip nou Aghireș și lianți anorganici.

— Costul amestecului de formare studiat este mai mic decît cel realizat pe bază de nisip nou Aghireș și lianți anorganici.

— Materialul provenit din formele cu rășini sintetice, degradate înainte de turnare, sau care au servit la turnare, se poate refolosi fără regenerare.

Influența menținerii fontei în stare lichidă în creuzetele cuptoarelor de inducție asupra proprietăților fizico-mecanice și structurale

Ing. Gh. Topan
Întreprinderea „Armătura" — Cluj

CZ 621.365.5 : 669.13 – 154

Întreprinderea „Armătura" — Cluj confecționează armături din fontă cenușie și fontă maleabilă, iar piesele de armături pe care le execută trebuie să îndeplinească următoarele condiții: să aibă proprietăți mecanice corespunzătoare; să aibă o bună prelucrabilitate pe mașini agregat; pereții pieselor să aibă o mare compactitate și să asigure o etanșare perfectă, întrucît armăturile sînt supuse la proba de presiune.

Piesele din fontă cenușie sînt în general mici, cu o greutate între 0,120 și 18 kg/buc. și o grosime a pereților de 3—12 mm. Calitatea fontei turnate este Fc 15 și Fc 20, STAS 568—67.

Pentru a se putea prelucra pe mașini agregat, piesele nu trebuie să aibă zone albe la margini sau la colțuri, iar duritatea lor trebuie să fie de 170—229 HB. Conținutul de carbon legat trebuie să fie de 0,6—0,7%, iar structura fontei trebuie să fie perlitică sau ferito-perlitică cu grafit lamelar de mărime mijlocie.

Avînd în vedere aceste considerente fonta cenușie, care se elaborează, are următoarea compoziție chimică: 3,2—3,6% C; 2,2—2,9% Si; 5,4—6,2 % C + Si; 0,4—0,7 % Mn; 0,12—0,18% P; 0,035% S_{max}; 0,06% Cr_{max}.

Carbonul echivalent al acestei fonte $C_{ech} = C_t + 0{,}3(Si + P)$ este de 4—4,5%, iar gradul de saturație eutectică

$$Sc = \frac{C_t}{4{,}26 - 0{,}3\ (Si+P)}$$ [2] are valori cuprinse între 0,89 și 1,06. Deci fonta care se elaborează are o compoziție medie eutectică care asigură proprietăți tehnologice optime și anume: viscozitatea cea mai mică la orice temperatură și un interval mic de solidificare, contracție minimă și tendință redusă pentru formarea retasurilor.

Fonta care se elaborează are $t_{lichidus} = 1\,195$°C și un interval de solidificare de circa 45°C.

Piesele din fontă maleabilă au o greutate cuprinsă între 0,017 și 3,5 kg/buc. și o grosime a pereților între 2,5 și 6 mm. Calitățile de fontă maleabilă care se elaborează sînt: Fmn 30.06 și Fmn 32.08, STAS 569—70.

Structura fontei în stare albă este perlito-cementitică, iar după maleabilizare este formată din ferită și cuiburi de grafit. Duritatea în stare maleabilizată trebuie să fie 100—130 HB.

Compoziția chimică a fontei maleabile care se elaborează este următoarea: 2,20—2,60 % C; 1,00—1,30% Si; 0,30—0,50% Mn; 0,10% S_{max}; 0,10% P_{max}; 0,04% Cr_{max}; 3,30—3,80% C + Si.

Carbonul echivalent $C_{ech} = 2{,}5 - 3\%$, iar gradul de saturație eutectică are valoarea $Sc = 0{,}55—0{,}67$.

Deci fonta este puternic hipoeutectică și se solidifică întotdeauna metastabil, chiar și în cazul modificării. În cazul acestei fonte modificarea determină o creștere a numărului de germeni de grafitizare, care devin activi numai în timpul procesului de recoacere, contribuind la formarea unui număr sporit de separări de grafit și scurtarea duratei de grafitizare.

Temperatura lichidus a fontei este de 1 300°C, iar intervalul de solidificare este de circa 150°C, motiv pentru care fonta are o tendință sporită de formare a retasurilor, din care cauză necesită o dimensionare corespunzătoare a rețelei de turnare.

Particularitățile elaborării fontei pentru piese de armături. În cuptoarele de inducție cu căptușeală acidă topirea se face fără fondanți, deci fără o zgură oxidantă activă, deoarece aceasta produce o uzură pronunțată a căptușelii refractare.

Cuptoarele cu inducție sînt folosite deci numai pentru retopirea metalelor și corectarea compoziției.

La Întreprinderea „Armătura" — Cluj elaborarea fontei se face în cuptoare de inducție de 3,5 t, care lucrează la frecvența rețelei.

Cuptoarele folosesc încărcătură solidă formată din: fontă brută FX1 sau FK2, fontă veche, fier vechi și materiale de recirculare. Corectarea compoziției se face cu cocs petrol și feroaliaje, iar dezoxidarea, cu ferosiliciu (0,08—0,1%), feromangan (0—0,05%) și aluminiu (0,01—0,03%).

Pentru legarea oxizilor acizi și amfoteri în zgură se folosește calcar (0,3—0,6%), iar pentru formarea unei zgure acide care să protejeze baia metalică împotriva oxidării se folosesc cioburi de sticlă (0,2—0,8% din încărcătură).

Întrucît randamentul optim al cuptorului se obține atunci cînd se golește 1/3—2/3 din conținutul creuzetului, în practica uzinei s-a stabilit regula de a se descărca numai 1 400—1 500 kg metal din cantitatea totală de 3 500 kg. Deci după golirea șarjei în cuptor rămîn circa 2 000 kg metal topit.

Peste baia de metal se încarcă material de recirculare, fontă veche, fier vechi și fontă brută. O dată cu încărcătura, în creuzetul cup-

torului sînt introduse şi impurităţile formate din oxizi de fier, nisip, argilă, bentonită şi resturi organice.

După cuplarea cuptorului la reţea se induc curenţi atît în metalul topit, cît şi în încărcătura solidă şi se produce o încălzire simultană a acestora pînă la topirea completă a metalului solid.

Încărcătura solidă se încălzeşte atît datorită curenţilor de inducţie, cît şi datorită căldurii primite de la metalul lichid, care în mişcarea sa spală bucăţile de material din încărcătură.

După topire metalul, oxizii şi rugina din încărcătură trec în baia metalică, iar incluziunile nemetalice se ridică parţial la suprafaţă, iar parţial sînt antrenate în masa metalului.

Sub acţiunea electrodinamică a curentului se produce o mişcare turbionară a metalului, care duce la omogenizarea compoziţiei şi a temperaturii băii şi uşurează procesul de dezoxidare şi carburare. Oxigenul din rugina încărcăturii şi oxizii formaţi sub acţiunea atmosferei reacţionează cu manganul şi siliciul şi mai puţin cu carbonul din baia metalică.

Puţinul oxid de carbon care rezultă produce o uşoară fierbere a băii, ajutînd degazarea şi îndepărtarea incluziunilor nemetalice.

Cînd încărcătura este topită şi temperatura suficient de înaltă se îndepărtează zgura şi se face corectarea compoziţiei şi dezoxidarea prin precipitare, care are ca scop descompunerea oxidului feros din baia metalică şi formarea unor compuşi greu fuzibili, care apoi se ridică în zgură.

Dezoxidarea se face cu ferosiliciu, feromangan şi aluminiu şi durează numai cîteva minute, iar apoi se introduce calcarul care produce legarea oxizilor amfoteri şi acizi formînd compusul $(CaO)_2SiO_2$ care se ridică în zgură.

În continuare cuptorul este lăsat fără curent sau cu o putere redusă, pentru a avea o agitare slabă a băii, care să permită decantarea incluziunilor nemetalice în zgură.

Procesul de elaborare fiind terminat se poate face golirea creuzetului.

La uzina „Armătura" — Cluj fonta cenuşie şi fonta maleabilă sînt menţinute în creuzetul cuptorului de inducţie în două situaţii:

a) Încălzită la temperatura de turnare, în aşteptarea turnării. Durata menţinerii este de cel mult 40 min, iar temperatura de menţinere, de 1 380 — 1 420°C pentru fonta cenuşie şi de 1 430 — 1 550°C pentru fonta maleabilă.

În cazul menţinerii fontei cenuşii şi a fontei maleabile la temperaturi pînă la 1 450°C, timp de 40 min, nu se constată modificări ale compoziţiei fontei.

Dacă temperatura de menţinere depăşeşte 1 450°C se constată scăderi ale conţinutului de carbon. Aceste scăderi sînt cu atît mai pronunţate, cu cît temperatura este mai mare. Astfel, la o menţinere de 40 min, la temperatura de 1 500 —1 527°C, modificarea compoziţiei la fonta maleabilă este redată în tabela 1. Aceste modificări nu influenţează negativ calitatea pieselor turnate.

Tabela 1

Şarja	Conţinutul iniţial, %		Conţinutul după 40' de menţinere, %	
	Carbon	Siliciu	Carbon	Siliciu
Nr. 1	2,58	1,30	2,49	1,30
Nr. 2	2,66	1,20	2,46	1,20

b) În zilele nelucrătoare fonta este menţinută în creuzetul cuptorului de inducţie la o temperatură de 1 250 —1 300°C. Temperatura de menţinere este mai scăzută pentru a se evita uzura pronunţată a căptuşelii refractare. În această situaţie s-a urmărit timp de 52 h modificarea compoziţiei a două şarje de fontă cenuşie. Se menţionează că în tot acest timp fonta a fost acoperită cu un strat protector de zgură acidă, rezultată din topirea cioburilor de sticlă.

Modificarea compoziţiei fontei este arătată în diagrama din figura 1.

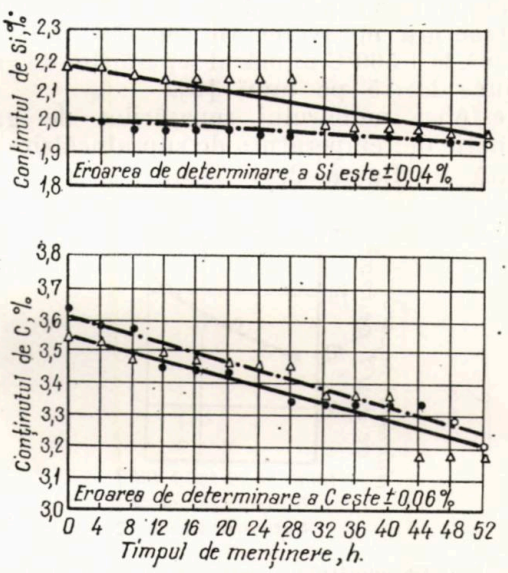


Fig. 1. Modificarea compoziţiei fontei cenuşii în funcţie de menţinere la 1 250—1 300°C:
● — şarja nr. 1; Δ — şarja nr. 2.

După cum se vede modificarea compoziţiei, raportată la timpul îndelungat de menţinere, este neînsemnată. La prima şarjă conţinutul de carbon a scăzut de la 3,62 la 3,17%, iar la şarja a doua, de la 3,53 la 3,17%. Deci în 52 h de menţinere la 1 250 —1 300°C conţinutul de carbon a scăzut cu 0,45% la prima şarjă şi cu 0,36% la şarja a doua, ceea ce înseamnă o scădere orară a conţinutului de carbon cu 0,0069 — 0,0086%.

Scăderea conținutului de siliciu este și mai mică. La prima șarjă conținutul de siliciu a scăzut de la 2,0 la 1,94%, iar la șarja a doua, de la 2,19 la 1,94%. Avînd în vedere eroarea de determinare a conținutului de siliciu, care este de ±0,04%, conținutul de siliciu se poate considera practic nemodificat. Celelalte elemente din compoziția fontei au rămas nemodificate cantitativ.

Influența menținerii fontei lichide în creuzetul cuptorului de inducție asupra structurii și proprietăților fontei maleabile negre

În cazul fontei maleabile negre, natura și numărul germenilor existenți în metal după solidificare influențează foarte mult grafitizarea. Prin ridicarea temperaturii de supraîncălzire și mărirea duratei menținerii la această temperatură numărul separărilor de grafit crește, în timp ce dimensiunile lor se micșorează deoarece are loc o dizolvare (dezactivare) a germenilor eterogeni de cristalizare și, în consecință, cristalizarea are loc după o subrăcire mai mare, probabil pe germeni omogeni, ceea ce duce la obținerea unei structuri mai fine.

Astfel la o fontă cu: 2,5% C; 1,3% Si; 0,29% Mn; 0,10% P; 0,08% S; 0,06% Cr în timp ce la o supraîncălzire la 1 380°C existau în structura epruvetei 10 separări de grafit pe mm², la 1 560°C numărul separărilor de grafit a ajuns la 15 pe mm² [9].

Creșterea numărului separărilor de grafit n funcție de temperatura de supraîncălzire este arătată în figura 2.

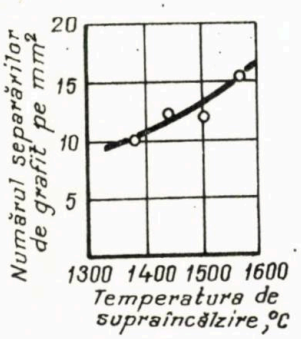


Fig. 2. Variația numărului separărilor de grafit cu temperatura de supraîncălzire [9].

Pentru obținerea unor proprietăți mecanice superioare este necesar ca turnarea fontei supraîncălzite să se facă de la temperaturi mai joase, deoarece la ridicarea temperaturii de turnare are loc o micșorare a numărului separărilor de grafit (fig. 3).

Atunci cînd temperatura de turnare este mai joasă, forma se preîncălzește mai puțin și topitura ajunge mai ușor în domeniul unei subrăciri puternice, astfel că are loc o finisare a structurii fontei albe, care duce la mărirea germenilor de grafitizare.

Datorită finisării structurii primare numărul separărilor de grafit crește, ceea ce duce la scurtarea timpului necesar pentru grafitizare și la creșterea rezistenței și alungirii. Cele mai bune proprietăți mecanice se obțin la o temperatură de supraîncălzire de 1 570 —1 600°C și o temperatură de turnare de 1 330 —1 370°C. Astfel la fonta maleabilă neagră cu compoziția prezen-

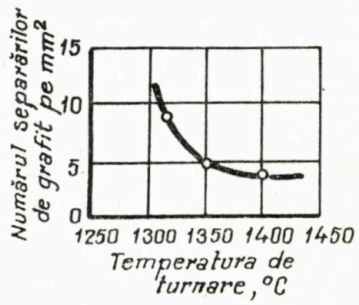


Fig. 3. Variația numărului de separări de grafit cu temperatura de turnare [9].

tată anterior, ridicarea temperaturii de supraîncălzire cu 180°C (între 1 380 și 1 560°C) a dus la creșterea rezistenței la rupere cu circa 4 daN/mm², aceasta reprezentînd o creștere de circa 12% față de rezistența fontei nesupraîncălzite, iar alungirea a crescut cu circa 3%, aceasta reprezentînd o creștere cu 19% din lungimea fontei nesupraîncălzite.

Prin supraîncălzirea fontei în cuptor, caracteristicile fontei maleabile negre au atins valori foarte ridicate (σ_r = 39 daN/mm² și δ = 18% în cazul supraîncălzirii la 1 560°C) [9].

Practica de producție a demonstrat că fonta supraîncălzită albă prezintă cele mai bune separări de carbon de recoacere. Fonta albă încălzită la temperaturi anormal de înalte (1 760°C) a putut fi maleabilizată în jumătate din timp (fig. 4), față de fonta supraîncălzită la numai 1 538°C.

Practica de producție dovedește că menținerea la temperatură influențează procesul de

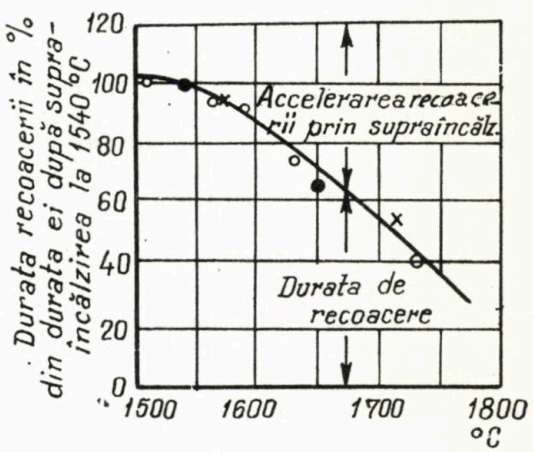


Fig. 4. Influența supraîncălzirilor asupra timpului de recoacere la maleabilizare [1]:
○ – 1,17% Si = 100% = 62 h; × – 1,53% Si = 100% = 19,5 h;
● – 1,7% Si = 100% = 9,6 h.

solidificare a fontei albe sub două aspecte: privind formarea microporozităţilor şi a zonelor rarefiate; privind numărul şi mărimea grăunţilor dendritici.

Întrucît ambele aspecte interesează în mod deosebit procesul de producţie al uzinei „Armătura" — Cluj s-au studiat aceste două influenţe pe epruvete cu diametrul de 30 mm şi lungimea de 150 mm.

Epruvetele au fost turnate la diferite temperaturi după diferite tipuri de menţinere, dezbătute după 20—25 min, răcite în aer pînă la 600—650°C şi apoi răcite în apă.

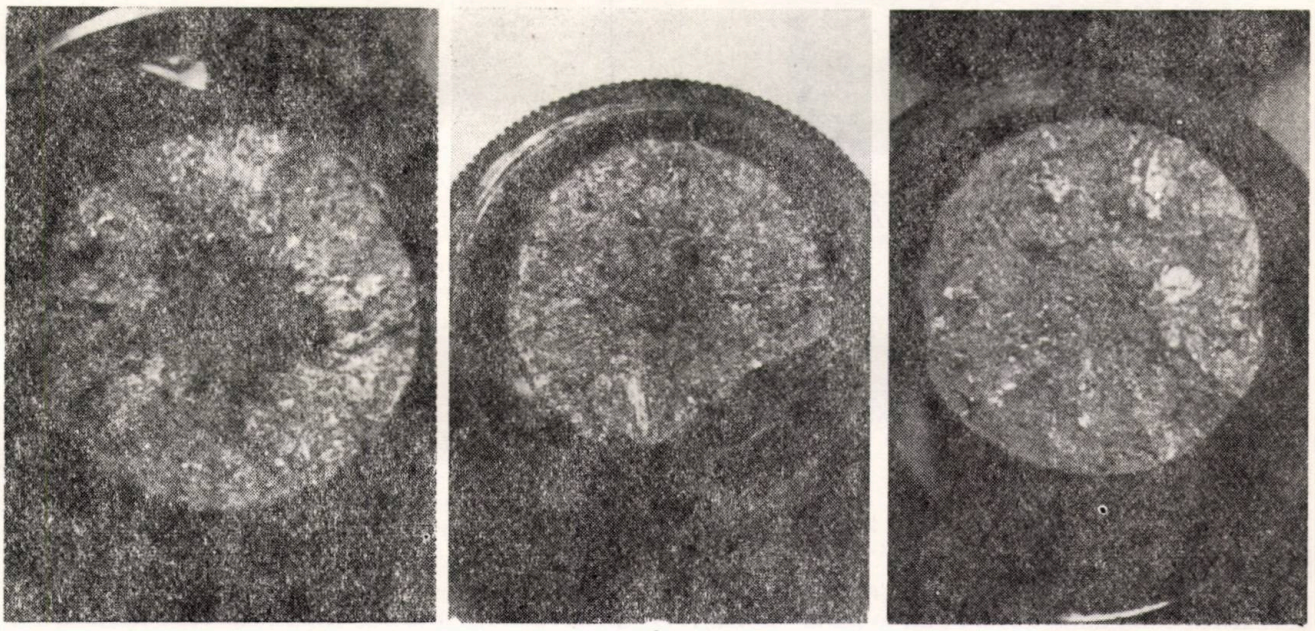
După ruperea lor s-a examinat vizual ruptura şi s-a constatat următoarele:

— Epruvetele turnate imediat după topirea materialului prezintă o zonă centrală rarefiată cu o cristalizare aciculară. La o menţinere pe temperatură pînă la 40 min această zonă scade, iar la menţineri mai îndelungate creşte din nou. Pentru ilustrarea acestui lucru se prezintă în figura 5 aspectul rupturii a trei epruvete turnate, de la o temperatură de 1 500°C, din fontă cu 2,6 şi 1,27% Si. Epruveta din figura 5, *a* a fost turnată imediat după topire şi prezintă o zonă poroasă cu un diametru mediu de 14 mm. Epruveta din figura 5, *b* a fost turnată după 20 min şi are un diametru al zonei rarefiate de 9 mm, iar epruveta din figura 5, *c*, care a fost turnată după 40 min, are un diametru al zonei rarefiate de 6 mm. Aceste scăderi ale suprafeţei zonei poroase în primele 40 min de menţinere se datorează scăderii conţinutului de gaze în fontă.

— Mărimea zonei poroase este în funcţie de temperatura de turnare a metalului lichid. Ea creşte o dată cu temperatura şi scade de asemenea o dată cu temperatura de turnare. Dacă turnarea se face de la temperaturi sub 1 430°C, în nodurile termice cu diametrul mai mic de 20 mm nu apar zone rarefiate. Aceasta se explică prin faptul că la turnarea de la temperaturi joase austenita primară tinde să se solidifice endogen, înlăturîndu-se pericolul formării porozităţilor de contracţie.

— Epruvetele turnate de la temperaturi sub 1 430°C au o ruptură cu structură granulară fină, argintie. Dendritele au dimensiuni mici şi un grad mic de orientare aşa cum se vede din figura 6, *a*. În acest caz are loc o cristalizare pur endogenă fără mănunchiuri dendritice.

— Epruvetele turnate la temperaturi peste 1 430°C au tendinţa de solidificare exogenă, cu dendrite masive cu un grad mare de orientare. Frecvent în centrul barei apar macroporozităţi (fig. 6, *b*). Drept consecinţă a cristalizării puternic orientate este apariţia tensiunilor, care cresc o dată cu scăderea temperaturii. O parte din tensiuni se înlătură prin deformare plastică, dar tensiunile remanente pot duce la fisuri. Astfel la piesele care se toarnă de la temperaturi înalte apar cel mai adesea fisuri la operaţia de detaşare de la reţeaua de turnare. Cele mai favorabile temperaturi pentru apariţia acestui defect sînt cele de peste 1 550°C. Totuşi apariţia acestui fenomen este influenţată şi de timpul de menţinere pe temperatură. De exemplu la 1 480°C este necesar un timp de menţinere de 40 min pentru apariţia cristalizării masive şi puternic

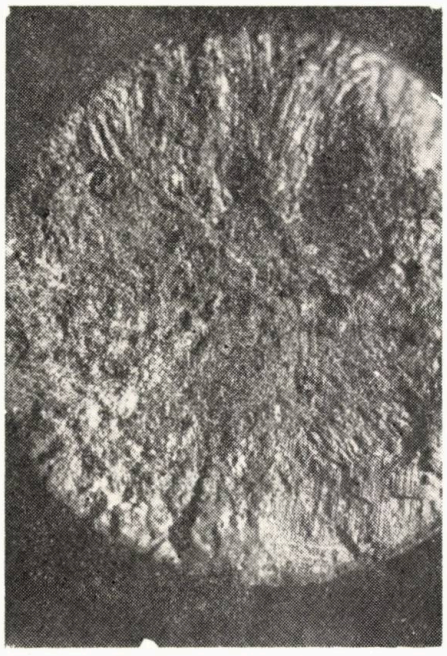


a *b* *c*

Fig. 5

orientate, în timp ce la 1 590°C sînt suficiente 5 min.

Din încercările făcute rezultă că numărul minim de grăunţi cristalini apare la turnarea



a

b

Fig. 6

de la 1 538 —1 539°C, adică la temperatura la care acest fenomen este cel mai evident (fig. 7).

Sub 1 430°C nu s-a constatat apariţia acestui gen de solidificare.

În afară de temperatură şi timpul de menţinere pe temperatură, apariţia cristalizării masive şi puternic orientate este favorizată şi de: materialele puternic oxidate din încărcătură;

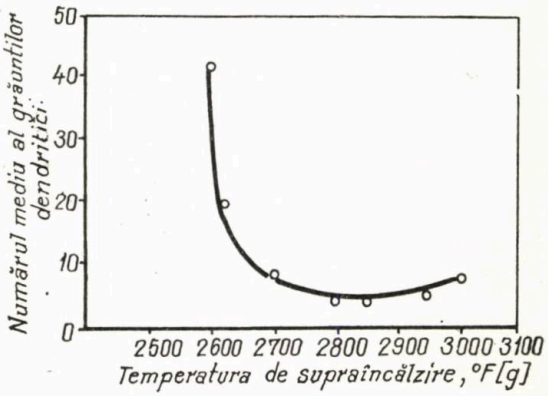
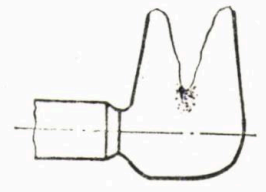
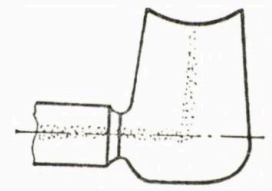


Fig. 7

temperatura înaltă de turnare; hidrogenul sau vaporii de apă; conţinutul scăzut de sulf (0,008%), deoarece sulfurile inhibă creşterea şi ramificarea dendritelor.



a



b

Fig. 8 : *a* — formarea retasurii concentrate la fontă supraîncălzită şi turnată de la temperaturi joase; *b* — formarea microretasurilor la turnarea de la temperaturi înalte a fontei supraîncălzite.

S-a constatat că mărirea temperaturii de supraîncălzire duce la transformarea sulfurilor de mangan de la forme poliedrice, fine neorientate, în separări dendritice. Solidificarea sub formă de dendrite mari orientate are influenţă negativă asupra compactităţii pieselor turnate deoarece favorizează apariţia microretasurilor (fig. 8, *b*) în locul retasurii concentrate (fig. 8, *a*), care se formează la o elaborare corectă.

Astfel imediat sub temperatura lichidus se formează dendrite lungi cu ramificaţii ample, a căror vîrfuri avansează spre centrul secţiunii de alimentare, împiedicînd mişcarea lichidului dinspre maselotă în piesă şi, uneori, chiar oprind această mişcare. Urmarea directă este neumplerea piesei şi apariţia microretasurilor dispersate în maselotă şi corpul piesei. Deci acest fenomen diminuează sau anulează acţiunea maselotei. Se ajunge astfel în situaţia paradoxală cînd o fontă supraîncălzită curge mai greu în formă decît o fontă normal încălzită.

Rezultă deci că alegerea temperaturii de supraîncălzire, a timpului de menţinere şi a temperaturii de turnare este hotărîtoare pentru obţinerea unor piese de calitate.

Pentru evitarea acestui defect este utilă adăugarea bismutului (0,01%), care are o capacitate deosebită de a mări numărul germenilor de cristalizare sau adăugarea în oală de ferosiliciu sau silicocalciu. În acest sens acţionează şi turnarea de la temperatură scăzută.

BIBLIOGRAFIE

[1] Piwowarski E. *Fonte de înaltă calitate.* Bucureşti, Editura tehnică, 1967.

[2] Sofroni L. şi Ştefănescu D. M. *Fonte modificate cu proprietăţi superioare.* Bucureşti, Editura tehnică, 1971.

[3] Dobrovici D., Prisecaru J. şi Baciu M. *Metalurgia fontei.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[4] Rău Al. *Elaborarea oţelurilor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

[5] Defrancq C. şi Van Eeghem J. *Influenţa supraîncălzirii şi conţinutului de oxigen asupra germinării grafitului.* Fonderie, 263, ianuarie, 1968.

[6] Modl E. K. *Influenţa căptuşelii refractare a cuptorului asupra proprietăţilor fontei.* Giesserei, nr. 3, 1967.

[7] Caspers Karl-Heinz. *Influenţa timpului de menţinere şi a supraîncălzirii în cuptoare cu inducţie de joasă frecvenţă asupra fontelor cu grafit lamelar.* Giesserei, nr. 4, 1971.

[8] Gleisberg D. *Posibilităţile metalurgice care rezultă din utilizarea cuptoarelor cu inducţie cu creuzet şi cu jgheaburi în turnătoriile de fontă.* Giesserei Praxis, nr. 8, 1968.

[9] Ştefănescu D. M. *Elaborarea fontei malleabile negre cu caracteristici mecanice superioare.* Bucureşti, I.D.T., 1968.

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

Un nou furnal gigant în Japonia. După acordul încheiat cu autorităţile locale, privind controlul poluării, Nippon Steel anunţă deschiderea în curînd la Oita a şantierului pentru un nou furnal, care va fi unul din cele mai mari din lume, cu o capacitate utilă de 500 m³ şi o producţie de 12 500 t/zi fontă începînd din 1975. Uzina din Oita, cea mai recentă a societăţii, posedă un furnal de 4 158 m³ util.

(*L'Usine Nouvelle, Franţa, nr. 41, 1973, p. 46*)

★

Proiecte de minioţelării

S.U.A.: Lacul Erie

Minimet Industries a anunţat intenţia de a construi o miniuzină pe malul lacului Erie, care va produce 40—50 mii t/an ţagle şi 200 mii t/an sîrmă laminată.

Gama de fabricaţie va cuprinde sîrmă din oţel obişnuit, semidur şi dur, sîrmă din oţel slab aliat pentru alimentarea întreprinderilor de piese metalice mici şi de arcuri pentru automobile. Diverse firme japoneze şi vestgermane au propus, fără succes, să participe la această investiţie a Minimet Industries.

Marea Britanie: Manchester

Guvernul britanic a autorizat societatea norvegiană Elkem Spigerverket să construiască o minioţelărie capabilă de a produce, în primul semestru al anului 1975, 100 mii t/an ţagle. Ulterior societatea prevede instalarea unui al doilea cuptor cu arc şi a unui laminor pentru oţel beton, extinzînd producţia la 200 mii t/an.

Italia: Milazzo (Sicilia)

EGAM, societate Molding grupînd 35 întreprinderi din sectorul minier şi metalurgic, a confirmat intenţia sa de a construi o miniuzină de profile speciale la Milazzo (Sicilia).

Întreprinderile Cogne şi Breda Siderurgica figurează în acest Molding, însă Acciaiere del Tirreno vor exploata această unitate.

Comenzile pentru laminoare şi instalaţiile de finisare au fost lansate, iar cele pentru oţelărie şi turnare continuă vor fi lansate la începutul anului 1974.

Kuweit

Ultimul buletin al Uniunii siderurgice arabe anunţă că trei oameni de afaceri kuweitieni vor întreprinde construirea unei miniuzine integrate de 300 mii t anual.

Peletele de minereu de fier importate vor fi tratate într-o instalaţie de reducere directă. Uzina va produce bare şi profile.

(*L'Usine Nouvelle, Franţa, nr. 43, 1973, p. 49*)

★

Banca de oţel a Poloniei. O concepţie interesantă de perfecţionare a gospodăririi oţelului a luat naştere la Întreprinderea metalurgică de calcule analitice din Katowice. Conform acestei concepţii, pentru o distribuire şi valorificare mai operativă a rezervelor existente atît la beneficiar, cît şi la secţiile raionale ale „Centrostalului" precum şi chiar în uzine va fi reînfiinţată Banca Oţelului.

La Banca Oţelului vor fi strînse informaţii despre cantităţile şi locul de depozitare a produselor siderurgice ce constituie rezerve. Aceste date şi deciziile luate pe baza lor vor permite un control mai strict şi multilateral, o satisfacere mai raţională şi economică a cererilor de produse siderurgice.

Activitatea corespunzătoare a Băncii Oţelului atît în fazele de informare, control, cît şi de decizie, o va asigura creierul electronic — ordinatorul din generaţia III. Sistemul în vigoare la această bancă va permite comasarea comenzilor mici, pentru ca pe baza lor să pregătească loturile mari de produse. Datorită acestui lucru, independent de considerentele pur economice, va fi redus gradul de dispersare a producţiei, ceea ce va permite o mai bună utilizare a agregatelor prin prelungirea seriei materialului laminat. Acest lucru va contribui la reducerea timpului necesar pentru schimbarea şi reglarea cilindrilor.

Activitatea Băncii Oţelului va contribui la cuprinderea rezervelor existente la principalii beneficiari de produse siderurgice, a căror cantitate se ridică la circa 2,2 mil. t oţel.

Noul sistem de perfecţionare a gospodăririi oţelului va fi introdus treptat. În prima etapă „membrii" Băncii Oţelului vor fi secţiile raionale ale „Centrostalului" iar în etapele următoare, uzinele şi diferiţii beneficiari.

(*Magazyn Hutnieczy, Polonia, nr. 20, 1973, p. 1*)

Oţeluri turnate, rezistente la acţiunea corosivă a vaporilor de sulf

Ing. N. Şerban, ing. E. Axinte şi ing. D. Zamfirescu

Institutul de cercetări şi proiectări tehnologice pentru sectoare cale

CZ 669.14.018.8 – 14

Coroziunea se defineşte, în general, ca fiind procesul de distrugere a metalelor, ca urmare a proceselor chimice sau electrochimice ce se desfăşoară la interfaţa metal—mediu corosiv.

Rezistenţa la coroziune se caracterizează prin imposibilitatea unei reacţii chimice între mediu şi metal sau prin încetarea acesteia din cauza formării pe suprafaţa metalului a unei pelicule de oxid subţire, compactă, legată strîns cu aceasta.

În cazul de faţă în instalaţiile pentru fabricarea sulfurii de carbon piesele componente ale evaporatorului reactor sînt supuse acţiunii corosive a sulfului în stare de vapori la temperaturi ridicate. Deci aliajele turnate în piese vor trebui să prezinte pe lîngă o bună rezistenţă la acţiunea vaporilor de sulf (şi probabil a hidrogenului sulfurat ce rezultă ca produs secundar din reacţie) şi proprietăţi de rezistenţă la oxidare (încălzirea instalaţiei făcîndu-se pînă la temperatura de circa 800°C în atmosferă necontrolată) ca şi proprietăţi mecanice bune la temperaturi ridicate. În plus aceste aliaje trebuie să se caracterizeze prin proprietăţi tehnologice (de elaborare-turnare, prelucrări mecanice şi sudabilitate) cel puţin satisfăcătoare.

Avînd în vedere cele de mai sus vor fi luate în considerare aliaje care să aibă în acelaşi timp proprietăţi anticorozive şi refractare.

Rezistenţa la oxidare (refractaritatea) a oţelurilor se asigură prin alierea cu crom, siliciu, aluminiu şi nichel. Dintre aceste elemente cromul formează oxizi foarte stabili care împiedică ca oţelul sub strat de oxid să mai fie oxidat. Oţelurile din această clasă, aliate cu crom-aluminiu şi siliciu, au o structură feritică, iar cele cu crom-siliciu-nichel, crom-nichel sau crom-nichel-titan au structură austenitică. La temperaturi de peste 700°C hidrogenul sulfurat este mai coroziv decît bioxidul de sulf, sulful atomic etc. şi în aceste condiţii se recomandă utilizarea oţelurilor feritice cu 25—30% Cr fără nichel şi cu adaosuri de 3—5% aluminiu sau siliciu.

Trebuie menţionat faptul că oţelurile cu mai mult de 18% Cr tind să se fragilizeze în timpul menţinerii la temperaturi ridicate (datorită creşterii grăuntelui).

Utilizarea nichelului sau aliajelor cu nichel în atmosferă de hidrogen sulfurat, bioxid de sulf sau vapori de sulf este limitată din cauza formării eutecticului $Ni—Ni_3S_2$ uşor fuzibil (625°C). În legătură cu acţiunea corozivă a vaporilor de sulf la temperaturi ridicate literatura de specialitate prezintă foarte puţine date, dar se admite că acţiunea gazelor conţinînd sulf este, în special, intergranulară şi că se traduce printr-o creştere a fragilităţii, fiind uşurată prin precipitarea intergranulară a carburilor complexe.

Acţiunea corozivă a vaporilor de sulf asupra oţelurilor austenitice se datorează precipitării carburilor de crom la marginile cristalelor şi a sărăcirii în crom a zonelor vecine cu aceste aglomeraţii de precipitate.

Spre deosebire de oţelurile austenitice a căror zonă de sensibilizare la coroziunea intergranulară este cuprinsă între 600 şi 800°C, temperaturile care provoacă sensibilizarea la coroziune intergranulară a oţelurilor feritice sînt superioare lui 900°C. După o călire la o temperatură superioară sau egală cu 950°C urmată de o revenire între 600 şi 800°C oţelurile feritice sînt practic foarte puţin sensibile la coroziune intergranulară. Coroziunea intergranulară a feritei se poate explica prin prezenţa la limita cristalelor a unei faze austenitice, săracă în crom, care la răcire se descompune mai mult sau mai puţin în martensită. Este logic a presupune că această fază intergranulară în echilibru cu ferita şi conţinînd restul cristalului este mai săracă în crom, element alfagen, şi mai bogată în carbon element gamagen.

Tabela 1

Material	Compoziţia chimică, %							
	C	Si	Mn	Cr	Al	Ti	S	P
Oţel cu crom	0,087	1,8	0,88	30,08	—	0,25	0,05	—
Oţel cu crom şi aluminiu	0,12	2,12	1,10	24,48	1,73	0,7	0,027	—
Oţel cu aluminiu	0,14	0,10	0,22	—	7,37	—	0,036	0,01
Oţel cu aluminiu	0,13	0,03	0,18	—	15,5	—	0,027	0,09

Din cele prezentate se desprind următoarele: utilizarea oţelurilor de tip austenitic şi austenito-feritic nu este recomandată. Se recomandă oţeluri feritice aliate cu crom şi aluminiu.

Experimentările de laborator efectuate s-au făcut pe oţeluri feritice aliate cu aluminiu şi crom.

În tabela 1 sînt prezentate compoziţiile chimice ale oţelurilor experimentale.

Structura oţelurilor în stare turnată este prezentată în figurile 1, 2, 3 şi 4.

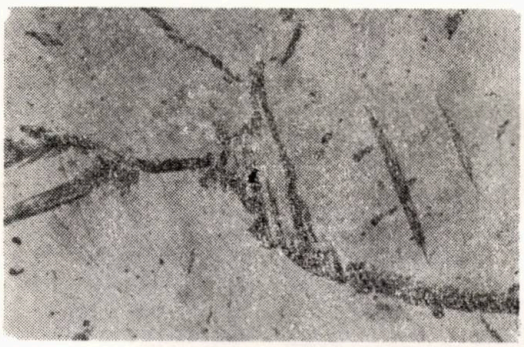


Fig. 1. Oţel cu 30% crom (atac apă regală × 100). Grăunţi foarte mari de ferită şi carburi grosolane la limita şi în interiorul grăunţilor.

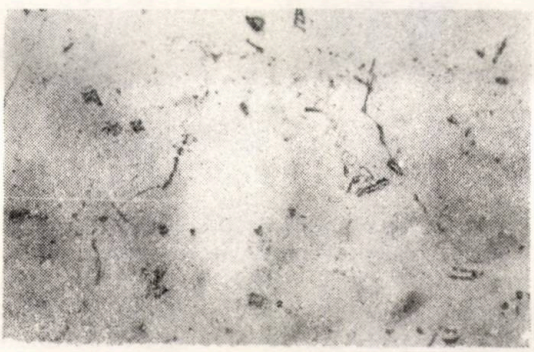


Fig. 2. Oţel cu 24% Cr şi 1,7% Al (atac apă regală × 150). Carburi mărunte la limită şi în interiorul grăunţilor de ferită.

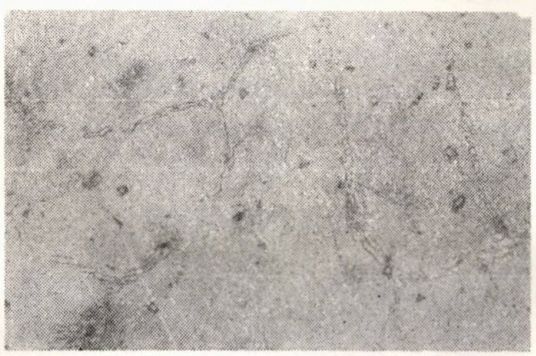


Fig. 3. Oţel cu 7,3% Al (atac apă regală × 100). La limita grăunţilor de ferită se observă carburi în şiruri, iar în interiorul grăunţilor, carburi izolate.

În tabela 2 se prezintă unele caracteristici mecanice ale oţelurilor experimentate în stare brut turnată.

Tratamentul termic aplicat la oţelurile aliate cu crom şi cu crom şi aluminiu a fost o recoacere

Tabela 2

	Oţel aliat cu 30% Cr	Oţel aliat cu 24,5% Cr şi 1,73% Al	Oţel aliat cu 7,37% Al	Oţel aliat cu 15,5% Al
σ_r la 20°C	—	17,4	18,1	17,4
σ_r la 850°C, daN/mm²	4,5	8,9	6,7	3,7
HB	—	229	249	298

Tabela 3

	Oţel aliat cu 30% Cr	Oţel aliat cu 24,5% Cr şi 1,79 % Al
R, la 20°C, daN/mm²	47,5	28,7
R, la 850°C, daN/mm²	3,7	6,5
HB	198	244

la 900°C şi răcire în aer. Caracteristicile mecanice obţinute după tratament sînt prezentate în tabela 3.

După cum se vede în figurile 5 şi 6 după tratamentul termic modificările de structură sînt foarte mici, grăunţii de ferită avînd dimensiuni mari.

Oţelurile experimentate şi prezentate mai sus au fost elaborate în cuptorul cu inducţie,

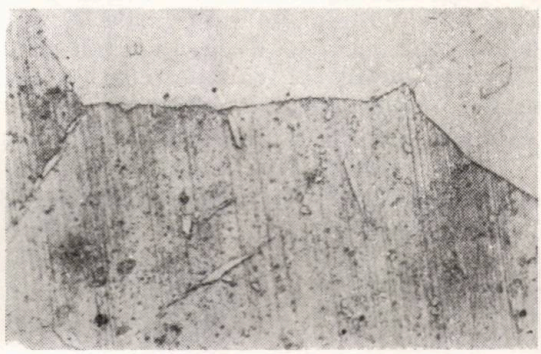


Fig. 4. Oţel cu 15,5% Al (atac apă regală × 100). Grăunţi foarte mari (depăşesc 1 m lungime). Carburi la limită şi în interiorul grăunţilor.

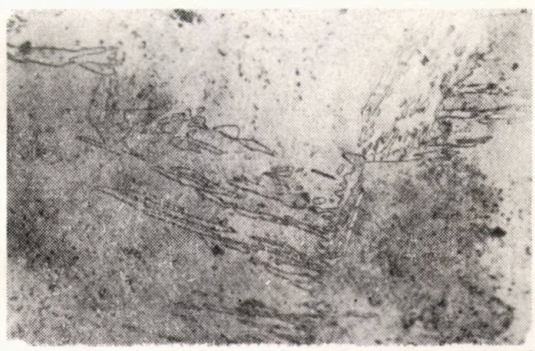


Fig. 5. Oţel cu 30% Cr tratat termic (atac apă regală × × 150). Grăunţi foarte mari şi carburi în proporţie importantă.

capacitate 60 kg, de medie frecvenţă 8 000 Hz şi căptuşeală acidă.

Pentru elaborarea oţelurilor s-au utilizat următoarele materiale: fier Armco ; deşeuri aliate cu crom şi cu crom şi aluminiu ; ferocrom 0000 conform GOST 4757 — 40 ; ferosiliciu S 75

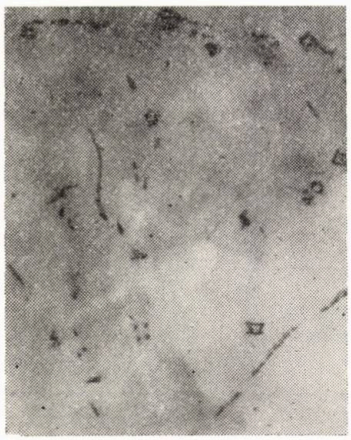


Fig. 6. Oţel cu 24% Cr şi 1,7% Al (atac apă regală × 150). Carburi mărunte la limita şi în interiorul grăunţilor de ferită.

conform GOST 1415—49 ; feromangan afinat conform GOST 4755—49 ; ferotitan conform GOST 4761—54 ; aluminiu bloc.

Turnarea oţelurilor s-a făcut cu oală de mînă tip ceainic, de 50 kg capacitate, la temperaturi cuprinse între 1 500 şi 1 550°C.

Din oţelurile elaborate s-au turnat piese de forma celor prezentate în figurile 7, 8 şi 9. Pentru formarea acestor piese s-a folosit amestec de ulei de in, pentru amestecul de miez, şi amestec clasic, pentru forme.

Atît formele, cît şi miezurile, au fost vopsite cu vopsea refractară pe bază de zirconiu tip Moldcote. Înainte de turnare formele şi miezurile au fost uscate.

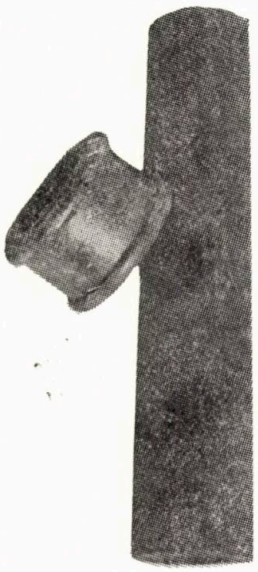


Fig. 7. Ţeavă şi manşon.

Fig. 8. Coturi 180°.

Fig. 9. Cot 90° şi manşon.

Reţeaua de turnare a fost supradimensionată din cauza volumului mare de retasură dar şi datorită fluidităţii reduse a oţelurilor. Fluiditatea redusă a oţelurilor cu crom şi aluminiu se explică prin formarea oxizilor celor două elemente, oxizi cu puncte de topire foarte ridicate.

Piesele obţinute după turnare au fost montate prin sudare într-o instalaţie pilot şi supuse acţiunii vaporilor de sulf la temperatura de 800°C.

După 500 h de funcţionare în instalaţie,aspectul pieselor turnate din oţelul cu 15% Al este prezentat în figura 10, iar pentru oţelul cu 24% Cr şi 1,73% Al, în figura 11.

Fig. 10. Oţel cu 15% Al corodat.

Se observă că la oţelul cu 15% Al stratul de arsură (stratul mai negru) este mai mic (0,280—0,336 mm) dar neuniform, în timp ce la oţelul cu 24% Cr şi 1,73% Al stratul este mai mare

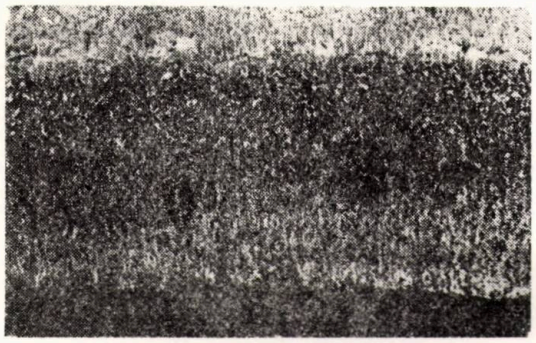


Fig. 11. Oţel cu 24% Cr şi 1,7% Al corodat.

(1,96 mm) dar uniform. În figura 10 se vede modul de înaintare a coroziunii la limita grăunţilor.

Coroziunea în vapori de sulf constă în combinarea fierului cu sulful şi obţinerea sulfurii de fier. Sulfura de fier este cu atît mai săracă în sulf, cu cît înaintează spre interiorul piesei corodate.

În concluzie se poate afirma că oţelurile cu aluminiu rezistă foarte bine la acţiunea corozivă a vaporilor de sulf cu condiţia să nu se precipite la limita grăunţilor o cantitate prea mare de carburi.

Pentru eliminarea carburilor o condiţie principală este reducerea conţinutului de carbon pînă la 0,05%.

Aceste oţeluri prezintă în general dificultăţi la operaţia de sudare, iar zona sudată este susceptibilă la coroziune.

BIBLIOGRAFIE

[1] Colombier L. şi Hochmann J. *Aciers inoxidables et aciers refractaires.* Paris, Ed. Dunod, 1965.

[2] Houdremont E. şi Tofante W. Stahl und Eisen, nr. 72, 1952, p. 539.

[3] Lula R. A., Leno A. J. şi Hieffer C. G. Transactiou A.S.M., vol. 46, 1945, p. 197—230.

[4] Laplanche Lt. *Les fontes à l'aluminium.* Métallurgia, nr. 9, vol. 102, 1970, p. 499—512.

[5] Nishida Keizo. *On the High-Temperatura Corrosion of Fe-Al Alloys in sulfur Vapor.* Transactions ISIJ, vol. 10, 1970, p. 421—428.

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

★

Recoacerea rapidă a oţelului. Recoacerea continuă a oţelului tras, al cărei ciclu complet necesită între 90 şi 120 ore, se va executa în curînd în mai puţin de 10 minute. Acest nou proces a fost brevetat de Surface Combustion Division, Midland Ross Corporation (S.U.A.), sub denumirea de DQ Process.

Opt minute şi treizeci de secunde sînt suficiente pentru parcurgerea întregului ciclu : se începe de la temperatura obişnuită, care se ridică pînă la 995°C, iar apoi scade pînă la 93°C.

Finisarea, de la 93 la 66°C, necesită circa 1 minut.

Acest procedeu conferă proprietăţi mecanice care corespund normelor SAE : rezistenţa la tracţiune atinge 3 100 kg/cm², rezistenţa la fluaj 2 150 kg/cm², iar duritatea Brinnel este de 42. Totuşi este de remarcat că doi factori pot influenţa desfăşurarea ciclului : conţinutul de arsenic şi procentul de reducere la rece a oţelului. Acest nou proces de recoacere oferă numeroase avantaje ca : proprietăţi mecanice mai uniforme, un control mai bun al calităţii şi o finisare superioară a suprafeţei.

(*L'Usine Nouvelle, Franţa, nr. 41, 1973, p. 104*)

★

Deşeuri valoroase. Concernele siderurgice japoneze, al căror necesar de materii prime creşte continuu, utilizează din ce în ce mai mult deşeurile de producţie. Un exemplu îl poate constitui uzina Mizuskima a concernului Kawasaki Steel Corp., la care a fost construită o mare fabrică de îmbogăţire a minereurilor. În componenţa acestei fabrici intră secţiile de uscare, instalaţiile de aglomerare, cuptorul rotativ de încălzire şi instalaţiile de răcire şi separatoarele.

Din praful şi şlamurile conţinînd fier vor fi produse aici pelete prereduse, conţinînd 75% Fe. În acest mod concernul va reintroduce la materii prime circa 40 mii t deşeuri lunar.

(*Magazyn Hutniczy, Polonia, nr. 20, 1973, p. 2*)

★

Investiţiile japoneze în Turcia. Societatea turcă AK Vas Fli Celile Sanayi AS a încheiat negocierile cu firmele japoneze Marubeni şi Daido prin comandarea unei oţelării „la cheie" de 60 mii t/an, a cărei capacitate va putea fi ulterior mărită la 200 mii t/an. Unitatea va fi constuită în regiunea industrială Istambul-Bursa-Izmit, în nord-vestul ţării.

Lucrările trebuie să înceapă la începutul lui 1974, iar producţia, la sfîrşitul lui 1975. Conform unui acord preliminar, partenerii japonezi vor deţine 35% din acţiunile noii societăţi. Aceasta va fi a doua investiţie directă în Turcia. În luna septembrie firmele „Nissau" şi „Mitsui " au fost autorizate să construiască o uzină de motoare şi de cutii de viteză pentru automobile în valoare de 60 mil. dolari, în asociaţie cu o firmă turcă.

Nippon Kokkan şi Marubeni vor construi pînă în iunie 1975 un furnal de 1 700 m³ la oţelăria din Gregli, a cărei producţie va fi ridicată de la 800 mii t la 1,5 mil. t/an.

(*L'Usine Nouvelle, Franţa, nr. 41, 1973, p. 46*)

★

Procedeul Midrex — licenţă exclusivă pentru Japonia. Societatea Mitsui a cumpărat de la Middland-Ross (S.U.A). licenţa exclusivă de construire a uzinelor de reducere directă a minereului de fier pentru Extremul Orient, Australia şi Noua Zeelandă.

Procedeul Midrex, după cum se ştie, este unul dintre cele patru sau cinci procedee considerate în prezent ca interesante şi posedă cele mai multe referinţe industriale (Georgetown în S.U.A. şi Hamburg în R.F.G.). Mai multe uzine sînt actualmente în fază de proiect în ţările arabe. Principalele procedee concurente sînt Hyl, Armco şi Purofer.

(*L'Usine Nouvelle, Franţa, nr. 42, 1973, p. 52*)

Unele observaţii practice privind procesul tehnologic de matriţare a unor piese din At Cu_4, folosind semifabricate turnate

Ing. Gr. Dobrescu
Întreprinderea Mecanică — Mîrşa

CZ 621.979

Aplicarea şi extinderea în cadrul întreprinderii a procesului tehnologic de matriţare a pieselor din aliajul $ATCu_4$, folosind semifabricate turnate, a impus elucidarea în prealabil a următoarelor probleme: influenţa elementelor din compoziţia chimică a aliajului asupra procesului tehnologic de turnare şi matriţare şi determinarea proprietăţilor fizico-mecanice şi structurale ale aliajului şi influenţei procesului de deformare plastică asupra valorilor lor.

Matriţarea la cald a pieselor a impus determinarea, pe bază de experimentări practice, a valorii contracţiei, necesară în special pentru proiectarea matriţelor de forjat. Pentru determinări s-au folosit epruvete de forma şi dimensiunile din figura 1, respectîndu-se: %Cu din compoziţia aliajului la valoarea maximă admisă, 4,5% Cu, şi similitudinea cu regimul de încălzire al pieselor.

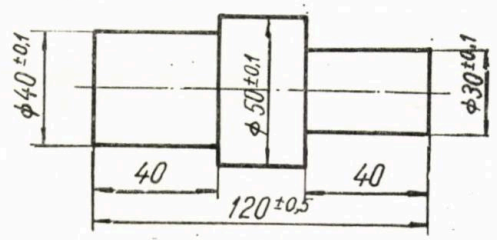


Fig. 1. Epruvetă pentru determinarea contracţiei.

Din interpretarea rezultatelor evidenţiate în diagrama din figura 2 rezultă valorile minime şi maxime ale contracţiei, pentru temperaturile de încălzire considerate fiind cuprinse între 1,04 şi 1,25%. Valoarea contracţiei utilizate la elaborarea proceselor tehnologice de deformare plastică la cald a pieselor matriţate din $AtCu_4$ şi pentru proiectarea matriţelor pentru acest caz s-a acceptat de 1,1%.

Determinarea proprietăţilor mecanice: rezistenţa de rupere la tracţiune, duritatea, alungirea şi verificarea structurii s-au făcut pe epruvete corespunzînd ca formă, dimensiuni, procese tehnologice—turnate sau matriţate (fig. 3 şi 4) sau piesă (fig. 5), rezultatele obţinute fiind evidenţiate comparativ în diagramele din figurile 6 şi 7.

Din interpretarea rezultatelor obţinute s-a constatat creşterea rezistenţei la rupere cu aproximativ 40% şi a durităţii cu aproximativ 10% faţă de piesele turnate, ca o consecinţă directă a distrugerii structuri primare de turnare şi a compactării materialului, realizate în timpul deformării plastice; gradul de reducere a secţiunilor în cazul matriţării semifabricatelor fiind aproximativ egal cu zero valorile nu sînt influenţate de acesta.

Studiul variaţiei durităţii în secţiunea piesei (fig. 5) evidenţiază o simetrie a valorilor duri-

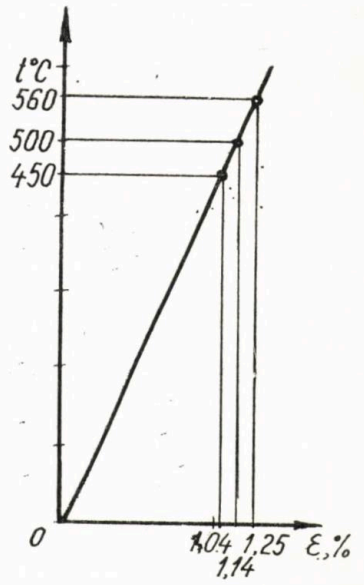


Fig. 2. Variaţia lui $\varepsilon = f$ (temperatură).

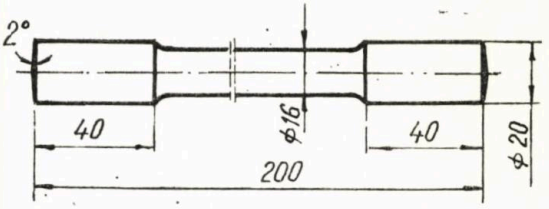
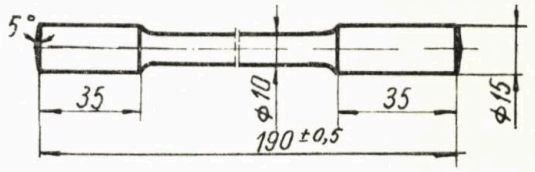


Fig. 3. Epruvetă brut turnată.



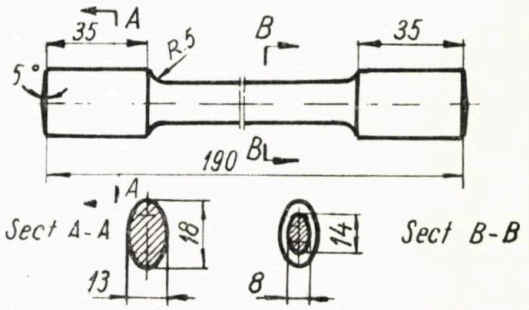


Fig. 4. Epruvetă semifabricat turnat şi matriţat.
a — semifabricat matriţat; *b* — semifabricat turnat pentru matriţare.

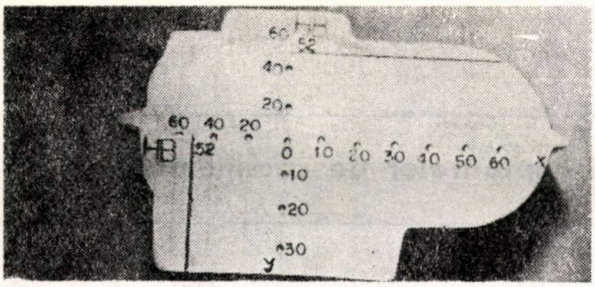


Fig. 5. Variaţia durităţii piesei matriţate studiate.

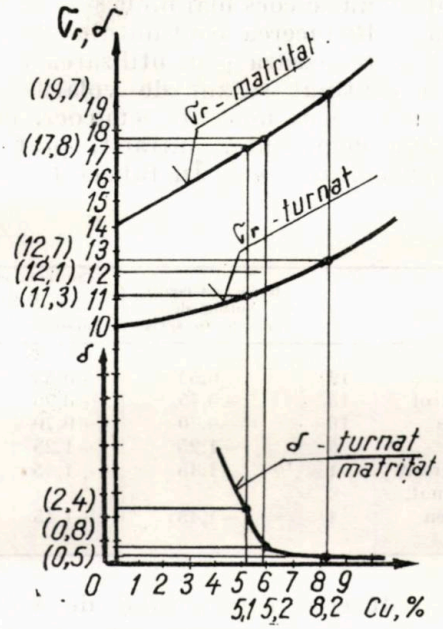


Fig. 6. Variaţia rezistenţei de rupere şi alungirii, funcţie de % Cu şi procesul tehnologic.

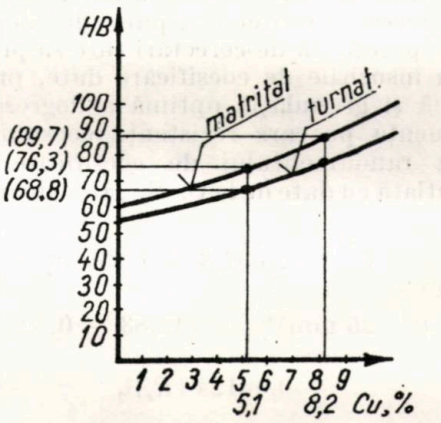


Fig. 7. Variaţia durităţii în funcţie de % Cu şi procesul tehnologic.

tăţii faţă de axele sistemului de coordonate adoptat, fiind o consecinţă a variaţiei gradului de compactare a materialului pe înălţimea piesei, aceasta depinzînd de felul utilajului şi efortul de deformare dezvoltat, de utilajul folosit pentru deformarea plastică, precum şi de procesul de deformare plastică aplicat, la cald sau la rece. În cazul cînd prin configuraţia, dimensiunile piesei, utilajul folosit, efortul de deformare consumat şi procesul tehnologic de matriţare adoptat (matriţare la cald sau la rece) se obţine o uniformitate a gradului de compactare în toată masa piesei şi valorile caracteristicilor mecanice obţinute vor fi constante şi uniforme în toată masa piesei. La piesa studiată valoarea durităţii HB 5/250 = 52 respectă atît condiţia de simetrie, cît şi de uniformitate.

Variaţia caracteristicilor mecanice este condiţionată şi de calitatea semifabricatelor turnate folosite pentru matriţarea pieselor. Variaţia alungirii (fig. 6) pentru un conţinut de cupru constant este influenţată, în mică măsură, de procesul tehnologic, fiind determinată însă de conţinutul de cupru din compoziţia aliajului.

Verificările metalografice s-au făcut macroscopic, pe eşantioane atacate chimic cu reactiv Keller, evidenţiindu-se lipsa defectelor şi gradul de compactitate al materialului, precum şi lipsa aspectului de fibraj.

În concluzie se poate arăta că compoziţia chimică, gradul de puritate al aliajului şi regimul termic atît la turnare, cît şi la matriţare, determină proprietăţile fizico-mecanice ale pieselor, valorile contracţiilor utilizabile la elaborarea proceselor tehnologice de matriţare la cald corespund la 1—1,25%, adoptarea valorii optime depinzînd de gradul de complexitate şi dimensiunile piesei.

Prin matriţarea semifabricatelor turnate ca efect al deformării plastice, prin distrugerea structurii primare de turnare şi creşterea compactării materialului, asigurîndu-se creşterea caracteristicilor mecanice ale pieselor corelată cu rolul lor funcţional procesul tehnologic devine utilizabil atît pentru piese de rezistenţă, cît şi pentru piese ce lucrează la presiune, întrucît creşterea rezistenţei şi a durităţii îmbunătăţind prelucrabilitatea prin aşchiere asigură prin rugozitatea superioară a suprafeţelor îmbunătăţirea etanşeităţii lor; prin deformarea plastică, în special la cald, defectele existente în masa semifabricatului turnat sînt eliminate.

Efectul principal al deformării plastice la matriţarea semifabricatelor turnate este creşterea gradului de compactitate a materialului, valoarea sa fiind determinabilă prin valoarea greutăţii specifice a piesei.

Alungirea este în mică măsură influenţată de procesul tehnologic de matriţare, ca o consecinţă a modificării structurii şi carateristicilor mecanice, fiind însă influenţată de conţinutul de cupru din compoziţia aliajului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Panseri G. *L'alluminio e la sue leghe.* Milano, vol. I, 1942.

[2] Şontea S. şi Vlădoi. *Relaţii de interdependenţă între anumiţi factori tehnologici, compoziţia chimică şi proprietăţile mecanice stabilite prin calcule statistice pentru aliajul $ATCu_4$.* Metalurgia, nr. 2, 1972.

[3] Dobrescu Gr. şi Păşteanu M. *Despre matriţarea aliajelor de aluminiu cu cupru folosind semifabricate turnate.* Metalurgia, nr. 10, 1972.

Căi pentru mărirea productivităţii cuptoarelor de cocsificare

CZ 662.741.3 : 65.011.4

Mărirea productivităţii cuptoarelor de cocsificare reprezintă una din direcţiile principiale pe care s-au axat programele de cercetare din ţările cu industrie cocsochimică dezvoltată. Prin mărirea productivităţii cuptoarelor de cocsificare se micşorează investiţia specifică în cocserie, se reduc cheltuielile de fabricaţie, se evită investiţiile noi şi se asigură o adaptabilitate a cocseriei la cererea pieţii de cocs.

Productivitatea cuptoarelor depinde de densitatea de încărcare (vrac sau ştampare), de umiditatea cărbunilor încărcaţi, de lăţimea camerei de cocsificare, de temperatura în pereţii de încălzire, de grosimea pereţilor de încălzire şi de conductibilitatea materialului refractar. Încercările clasice pentru mărirea productivităţii s-au lovit de greutăţi create de limita tehnică a materialului refractar, de lipsurile constructive datorită subdimensionării recuperatoarelor, de concepţia conservatoare privind durata minimă de exploatare între reparaţiile capitale.

Ca urmare a cercetărilor efectuate s-au obţinut, la scară industrială, rezultate în direcţiile următoare :

— proiectarea şi construirea unor cuptoare de mare capacitate [1];

— mărirea temperaturii în pereţii de încălzire ai cuptorului de cocsificare. S-au putut mări temperaturile de exploatare la 1 490°C pe PM şi 1 520°C pe PC [2], [3];

— încărcarea şarjelor uscate şi preîncălzite [3]—[11].

Materialul de faţă îşi propune să prezinte unele din măsurile ce pot fi aplicate pentru sporirea producţiei de cocs în cazul unor capacităţi de cocsificare existente.

* * *

a) *Creşterea productivităţii cuptoarelor de cocsificare prin reducerea conţinutului de materii volatile în amestecul de cărbune cocsificat.* Din punct de vedere al materiei prime, producţia de cocs este determinată de conţinutul de materii volatile al şarjei. Din punctul de vedere al calităţii cocsului aceasta este determinată de compoziţia chimică a cărbunilor (A^a, S_t^a) şi de însuşirile de cocsificare ale acestora. Creşterea producţiei de cocs metalurgic se poate realiza pe calea micşorării conţinutului de volatile în amestecul de cărbuni cocsificaţi şi pe calea măririi rezistenţei cocsului. În anumite limite cele două obiective pot fi realizate în paralel, din şarje cu conţinut scăzut de volatile, obţinîndu-se cocs mai mult şi cu rezistenţă mai mare. Reducerea conţinutului de volatile în şarjă se realizează prin utilizarea unor cărbuni cu conţinut scăzut de volatile şi prin degresare cu cocs mărunt, semicocs, cocs petrol, huile degresante, antracit, praf furnal, minereuri mărunte etc. În tabela 1 sînt com-

Tabela 1

Degresant	V^a	Reducerea conţinutului de volatile în şarjă	Creşterea producţiei de cocs	
			% absolute	% relative
Huilă slabă	19	−0,55	+0,55	100
Cocs petrol	15	−0,75	+0,75	136
Semicocs	16	−0,70	+0,70	127
Antracit	5	−1,25	+1,25	226
Cocs mărunt	1	−1,45	+1,45	263
Praf furnal, minereu	1	−1,45	+1,45	263

parate reducerea conţinutului de volatile şi sporul producţiei de cocs total ce poate fi obţinut dacă se înlocuiesc 5 % dintr-un amestec de cărbune cu 30 % V^a cu diferiţi degresanţi.

Utilizarea diferitelor tipuri de degresanţi trebuie precedată de cercetări care să precizeze, pentru însuşirile de cocsificare date, proporţia maximă şi granulaţia optimă a degresantului.

Influenţa pe care rezistenţa cocsului o are asupra randamentului de cocsificare a fost evidenţiată cu date de la C. S. Hunedoara [12] :

$$C_{sp} = 2\,067{,}3 - 1{,}555\,R_s$$

$$\text{cocs } (0-25 \text{ mm})\,\% = 142{,}83 - 0{,}823\,R_s + 0{,}00124\,(R_s)^2,$$

în care : R_s reprezintă rezistenţa Sundgreen a cocsului;

C_{sp} — consumul specific de şarjă umedă pe tona de cocs total cocs

(0 — 25 mm) = % cocs mărunt din cocsul total.

Creşterea rezistenţei Sundgreen de la 280 la 330 kg a dus la creşterea producţiei de cocs metalurgic cu 3 %.

Din cele de mai sus rezultă că rezistenţa cocsului nu este numai o condiţie limită impusă

de utilizarea sa în furnal ci şi un factor corelat cu producţia de cocs, precum şi cu consumul specific de cărbune.

b) *Mărirea vitezei de cocsificare prin creşterea temperaturii în pereţii de încălzire.* În figura 1 este reprezentată dependenţa dintre tempera-

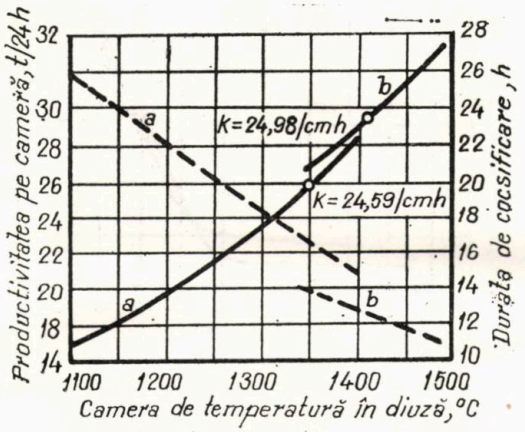


Fig. 1. Dependenţa dintre cantitatea de şarjă cocsificată pe cameră şi temperatura în verticalele de încălzire : *a* — 450 mm ; *b* — 400 mm.

tura în verticalele de încălzire, durata de cocsificare şi productivitatea cuptoarelor încărcate în vrac (t şarjă umedă/24 h şi cuptor) [7]. Din diagrama din figura 1 rezultă că prin încărcare în vrac la temperaturi în pereţii de încălzire de 1 350°C se pot cocsifica 26 t şarjă umedă/cuptor şi zi în cuptoare cu un volum de 20 m³. Productivitatea bateriilor cu încărcare ştampată este, la aceeaşi temperatură în pereţii de încălzire, de 25 t şarjă umedă/cuptor şi zi.

În cazul din diagrama din figura 1 se poate calcula că la şarjele încărcate în vrac se realizează o creştere a productivităţii de 1,85% pentru creşterea temperaturii în pereţii de încălzire cu 10°C [7]. Nu sînt cunoscute date pe baza cărora să se poată aprecia creşterea productivităţii cu creşterea temperaturii în pereţii de încălzire ai cuptoarelor încărcate cu şarjă ştampată dar se poate presupune că aceasta este în acelaşi ordin de mărime. Creşterea de productivitate este diminuată de scăderea rezistenţei cocsului, mai mică pentru şarje cu conţinut scăzut de volatile [13] sau în cazul şarjelor încărcate prin ştampare [14]. Scăderea rezistenţei cocsului poate fi în parte evitată prin modificarea componenţei şarjei şi degresarea acesteia. La cocseria ANNA au fost obţinute în perioada 1958—1969 rezultate privind creşterea productivităţii bateriilor de cocsificare prin mărirea temperaturilor în pereţii de încălzire (tabela 2) [3].

Mărirea temperaturii în pereţii de încălzire presupune :

— intensificarea controlului temperaturilor în verticale ;

Tabela 2

	1958	1967	1969
Durata de cocsificare, h	17	16	13,9
Temperatura medie în verticale,			
PM	1 310	1 321	1 350
PC	1 360	1 377	1 404
Sporul de productivitate, %	100	106	118

— o analiză a temperaturilor la intrarea în regenerator în funcţie de temperatura din verticală ;

— înlocuirea — cu ocazia reparaţiilor capitale — a unei părţi din zidăria de şamotă a recuperatorului cu zidărie silica ;

— modificarea regimului hidraulic.

c) *Încărcarea şarjelor uscate şi preîncălzite.* Acest mod de încărcare a fost cercetat în Franţa, S.U.A., Anglia, U.R.S.S., China, R.F. Germania, R.D. Germană şi R.S. Cehoslovacă. Cercetările efectuate în Franţa au urmărit atît mărirea productivităţii cuptoarelor de cocs, cît şi lărgirea bazei de materie primă pentru cocsificare [5], [6], [7].

Simonis caracterizează parametrii tehnologici de cocsificare prin variabila intermediară K:

$$K = \frac{\gamma}{h}\left(\frac{B}{2}\right)^2,$$

γ fiind greutatea volumetrică a şarjei ; h — durata de cocsificare, iar B — lăţimea camerei de cocsificare. Cercetările au arătat că rezistenţa cocsului M_{40} scade cu creşterea valorilor indicelui K. Cu creşterea valorilor indicelui K se reduce şi roaderea M_{10} a cocsului. Cu alte cuvinte intensificarea regimului tehnologic (comprimare, mărirea temperaturii) duce la creşterea fisurării cocsului (scade M_{40}, se micşorează granulaţia) dar aduce în schimb o îmbunătăţire a rezistenţei sale structurale (scade roaderea M_{10}). Cercetările efectuate în Franţa [15] au arătat că cele de mai sus rămîn valabile şi în cazul cocsificării şarjelor uscate, aceasta fiind o cale de intensificare a regimului tehnologic.

Din figura 2 rezultă că scăderea rezistenţei M_{40}, provocată de creşterea greutăţii volumetrice, consecinţă şi ea a uscării, este cu atît mai mare, cu cît cărbunii au însuşiri de cocsificare mai slabe. Roaderea M_{10} se micşorează cu atît mai puţin, cu cît însuşirile de cocsificare ale cărbunilor sînt mai bune. Cele de mai sus arată că încărcarea şarjelor uscate are acelaşi efect ca şi o mărire a indicelui K, deci o creştere a greutăţii volumetrice sau o mărire a vitezei de cocsificare. Faţă de cele de mai sus ar fi de aşteptat ca aceste efecte să se intensifice în cazul încărcării şarjelor preîncălzite

şi să se obţină deci cocs cu rezistenţa M_{40} mai mică.

Realitatea nu a confirmat însă aceste ipoteze. Atît cercetările de la Marineau, cît şi încercările

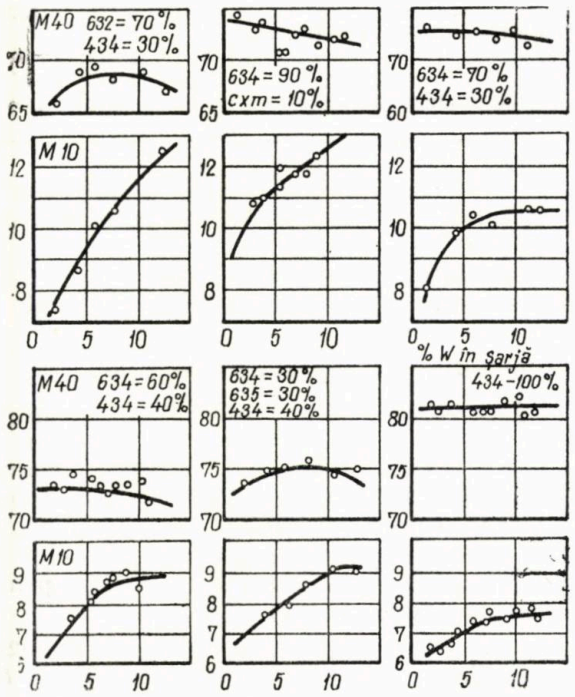


Fig. 2. Influenţa uscării şarjelor asupra calităţii cocsului [15].

industriale de la Hagondange arată că prin încărcarea şarjelor preîncălzite creşte rezistenţa cocsului, respectiv se pot cocsifica, pentru obţinerea unui cocs cu aceeaşi rezistenţă, şarje cu proporţii majorate de huile flambante [15].

Calitatea cocsului obţinut prin cocsificarea şarjelor preîncălzite [15]:

cărbune 632 = 65 %;

cărbune 434 = 35 %.

Tabela 3

	Rezistenţa cocsului	
	M_{40}	M_{10}
Încărcarea uscată	76,0	7,8
Preîncălzirea în toba rotativă (156°C)	79,1	6,7
Preîncălzirea la 150°C prin transport pneumatic	78,8	6,7

Rezultate similare au fost obţinute la Institutul Bergbau Forschung din R.F. Germania [7], uzinele Ironton în S.U.A. [8], în U.R.S.S. [9], R.S.C.S. [5] şi la B.C.R.A. în Anglia [10]. Ele arată că încărcarea şarjelor preîncălzite nu duce la modificarea propriu-zisă a vitezei de cocsificare (panta curbelor, temperatură — timp), ci la o translare a curbelor temperatură — timp, şi are ca efect reducerea duratei de cocsificare (fig. 3) [15].

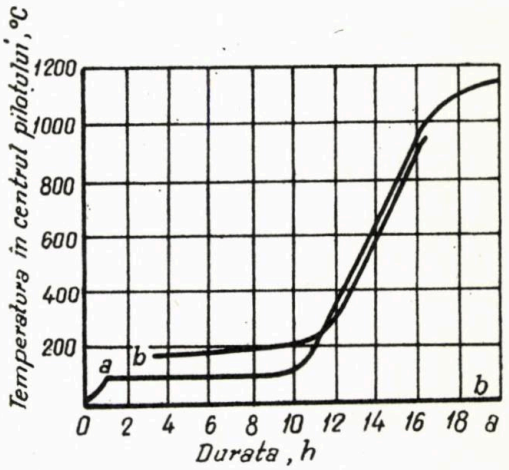


Fig. 3. Evoluţia temperaturii în centrul pilotului:
a — încărcare în vrac, şarje umede;
b — încărcare în vrac, şarje preîncălzite la 100°C [7].

Prin încărcarea şarjelor uscate şi (sau) preîncălzite se realizează creşterile de productivitate din tabela 3.

Instalaţii industriale pentru uscarea şi preîncălzirea cărbunilor

Lăsînd la o parte instalaţiile pilot existente în ţările care au cercetat cocsificarea şarjelor uscate sau preîncălzite şi care nu au permis în toate cazurile dezvoltarea procedeului pînă la faza industrială, se descriu pe scurt instalaţiile ce au fost sau sînt în curs de verificare în practică.

Schema tehnologică a instalaţiei realizate de firma Coaltek (Allied Chemical S.U.A. + CERCHAR Franţa)(fig. 4) cuprinde:

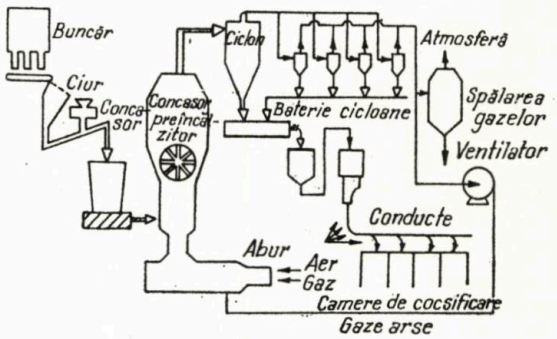


Fig. 4. Schema tehnologică a instalaţiei Coaltek pentru preîncălzirea cărbunilor.

— ciuruirea şi măcinarea brută a cărbunilor;

— măcinarea finală, uscarea şi preîncălzirea cărbunilor în pat fluidizat cu gaze arse (< 3 mm);

— separarea în ciclon a şarjei şi colectarea ei într-un buncăr tampon intermediar;

— transportul şarjei preîncălzite (250°C) cu aburi supraîncălziţi la cuptoarele de cocsificare.

Tabela 4

Şarja uscată sau preîncălzită	Creşterea productivităţii bateriilor, %	
	faţă de o şarjă cu 7 % W	faţă de o şarjă cu 10% W
W = 2%	18	24
preîncălzită la : 100°C	26	35
120°C	27	36
150°C	29	38
200°C	31	40
250°C	34	43
300°C	38	48

Utilajele cheie ale instalaţiei sînt concasorul preîncălzitor, de concepţie CERCHAR, şi sistemul de transport cu aburi al şarjei, pus la punct de partenerul american. Încărcarea cuptoarelor se face fără decuplarea lor de la colector. Aburul care mai rămîne în cărbune trece, împreună cu praful de cărbune, într-o cameră de cocsificare alăturată. Consumul de abur supraîncălzit este de 1 kg abur/100 kg cărbune transportat. Aburul este introdus în conductă prin injectoare amplasate în lungul acesteia.

Instalaţii existente sau în curs de realizare

— Sînt comandate două unităţi a 80 t/h pentru cocseria din Detroit a societăţii Allied Chemical;

— Două concasoare preîncălzitoare cu o capacitate de 80—100 t/h sînt comandate de Inland Steel Co în vederea alimentării cu şarjă a 56 cuptoare de mare capacitate. Instalaţia va fi pusă în funcţiune în 1974;

— O instalaţie cu o capacitate de 40 t/h funcţionează din 1970 la Ironton (Ohio—S.U.A.) într-o cocserie a Division Semet Solvay;

— Societatea Coaltek construieşte în prezent la Carlingen—Franţa o instalaţie semiindustrială de uscare şi preîncălzire a şarjei cu scopul de a efectua cercetări pentru cei interesaţi.

Tehnologia procedeului Precarbon a fost elaborată la Institutul Bergbau Forschung din Essen — R.F.G. Instalaţia semiindustrială a fost construită în colaborare cu firma Didier Kellog, care a conceput sistemul de transport şi încărcare a cărbunelui preîncălzit.

Schema tehnologică a instalaţiei este dată în figura 5 [1], [7]. Instalaţia a fost legată la un cuptor cu dimensiunile 12 700 × 450 mm. Ea se compune din partea de prelucrare termică şi sistemul de alimentare a cuptoarelor.

Uscarea şi preîncălzirea cărbunilor se face prin transport pneumatic. Capacitatea instalaţiei este de 10 t cărbune ($W = 10\%$) uscat şi preîncălzit la 250°C. În prima treaptă se usucă cărbunii. Ei se preîncălzesc apoi în treapta a 2-a la temperatura dorită. Gazele

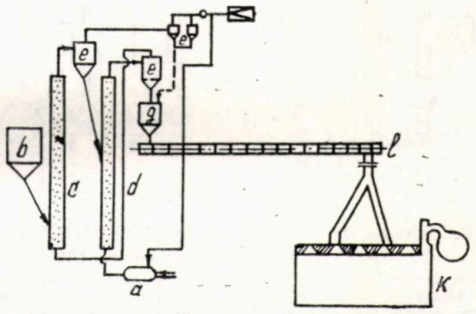


Fig. 5. Schema tehnologică a instalaţiei Precarbon pentru uscarea şi preîncălzirea cărbunilor:
a—focar; *b*—buncăr; *c*—uscător; *d*—încălzitor; *e*—cicloane; *g*—tampon; *l*—transportor cu racleţi; *k*—cuptor de cocsificare.

arse sînt recirculate. Separarea cărbunelui se face în cicloane, iar epurarea finală, prin spălare cu apă.

Transportorul cu racleţi poate prelua cărbunele după treapta de uscare sau după treapta de preîncălzire. Alimentarea cuptorului se face printr-o conductă pantalon. Încărcarea cuptorului se face fără decuplare de la colector, astfel încît nu se degajă gaze în atmosferă. Durata unei încărcări este de 3 la 5 minute.

Instalaţia a fost pusă în funcţiune în 1971 cu scopul de a elucida probleme legate de proiectarea utilajelor. S-au făcut încercări la diferite temperaturi în camere, diferite temperaturi de preîncălzire etc.

Instalaţia este în stare de funcţionare. Nu s-au construit pînă în prezent instalaţii industriale după această tehnologie.

Procedeul B.C.R.A. a fost elaborat în cadrul unor cercetări efectuate în perioada 1967—1970 în instalaţia pilot de la Coke Research Centre a British Coke Research Association. Uscarea şi preîncălzirea se fac în contracurent, prin transport pneumatic cu gaze arse. Gazele arse ce asigură într-o primă treaptă încălzirea cărbunelui trec în treapta de uscare. Acest regim de lucru duce la o eventuală diminuare a însuşirilor de cocsificare ale cărbunilor. Încărcarea camerelor de cocsificare se face, spre deosebire de procedeul Coaltek sau Precarbon, cu un vagon de încărcare modificat. Datorită căderii din vagon se realizează o creştere suplimentară cu 6% a greutăţii volumetrice (fig. 6).

Încărcarea cuptorului se face cu camera de cocsificare decuplată de la colector. Gazele se desprăfuiesc cu dispozitive clasice.

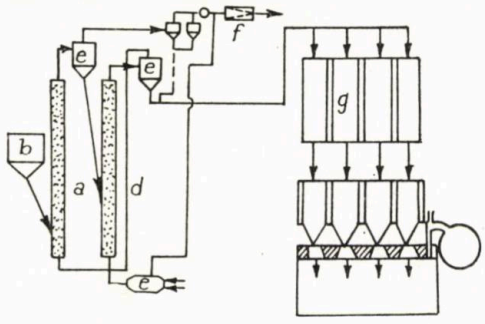


Fig. 6. Schema de principiu a instalației B.C.R.A. pentru uscarea și preîncălzirea cărbunilor:

a — cameră de combustie; *b* — buncăr de alimentare; *c* — treaptă de uscare; *d* — treaptă de supraîncălzire; *e* — cicloane; *f* — desprăfuire uscată; *g* — buncăr intermediar; *h* — vagon de umplere cu desprăfuitor; *i* — cuptor de cocsificare.

Instalații existente. O instalație industrială a fost pusă în funcțiune în 1972 la Pretoria, Republica Sud Africană. Probabil că aici căderea din vagon a fost necesară pentru reducerea roaderii M_{10} a cocsului. Instalația s-a construit în special pentru valorificarea cărbunilor slab cocsificabili. Productivitatea cuptoarelor a putut fi mărită cu 30—50 %, iar roaderea M_{10} a cocsului a scăzut de la 13—15 la 10 %.

Considerații economice privind uscarea și preîncălzirea cărbunilor

Sistemul de încărcare descris poate înlocui la cocseriile existente încărcarea în vrac sau ștampată și poate fi adaptat direct la unitățile noi.

Prin încărcarea șarjelor uscate și preîncălzite la 200°C crește productivitatea cuptoarelor cu 40 %. Se fac, în mod evident, investiții pentru instalația de uscare și preîncălzire și se reduce volumul investițiilor pentru construirea unui număr corespunzător de camere de cocsificare. Nu se modifică cheltuielile cu forța de muncă și se îmbunătățește într-o măsură neînsemnată bilanțul termic al cocseriei, deoarece energia economisită prin reducerea duratei de cocsificare este cheltuită pentru preîncălzire și transport pneumatic [7], [15].

Efectul economic al măririi proporției de huile flambante și de gaz în șarjă nu poate fi evidențiat în general deoarece prețurile variază de la o țară la alta. Încărcarea șarjelor uscate nu este mai avantajoasă decît cocsificarea clasică în vrac în cuptoare de mare capacitate. Aceasta rezultă dintr-un studiu al firmei Didier-Kellog care a arătat că înlocuirea cocsificării în vrac într-o cocserie existentă este economic justificată dacă se realizează o creștere a productivității cu minimum 20 % [7]. În literatura de specialitate sînt date următoarele elemente ce ar putea servi la întocmirea unor calcule estimative:

— Investiții pentru o instalație de măcinare și de preîncălzire cu o capacitate de 1 490 t șarjă anh./zi: 2 714 000 F, costul construirii cuptoarelor necesare realizării sporului de producție: 5 373 000 F.

— Investiții pentru o instalație de preîncălzire cu debit 125 t/h (la cheie): 450 000 £, costul construirii cuptoarelor de cocsificare necesare realizării sporului de producție echivalent 798 000 £ [10], [11].

Desigur că nici una din concluziile calculelor economice nu pot fi extrapolate în mod mecanic pentru condițiile din R.S.R. Aici probabil că ponderea cea mai mare în eficiența acestei tehnologii ar fi generată de:

— reducerea efortului valutar prin utilizarea unor proporții maxime de huile Lupeni și introducerea la cocsificarea clasică a cărbunilor energetici de Coroiești;

— micșorarea efortului de investiții la acoperirea necesarului de cocs. Aplicarea soluției în locul cocsificării clasice permite o creștere a producției de cocs în actualele agregate de cocsificare (vrac + ștampare) de circa 30—40%.

Cele de mai sus sînt valabile cu condiția ca cercetările să confirme că încărcarea șarjelor preîncălzite permite producerea unui cocs de calitate, din șarje cu structura actuală sau eventual cu o participație mai redusă a cărbunilor tip 35.

O sinteză a celor de mai sus arată că creșterea producției de cocs în agregatele de cocsificare existente în R.S.R. ar putea fi realizată pe căile prezentate în tabela 5.

Tabela 5

Soluția	Creșterea producției de cocs, %	Realizarea este condiționată de
— Degresarea șarjelor cu cocs mărunt	0,75—1,50	— cercetări sistematice, investiții în instalațiile pentru producerea și măcinarea cocsului mărunt
— Intensificarea regimului termic de cocsificare	1,5 % pentru creșterea temperaturii cu 10°C	— cercetarea repartizării temperaturilor în bateriile existente (verticale, recuperator etc.), modificări constructive ale recuperatoarelor la reparații capitale
— Încărcarea șarjelor preîncălzite	30—40	— cercetarea comportării șarjelor tip C.S.H., C.S.G. (vrac și ștampare) în condițiile încărcării preîncălzite. Realizarea investiției pentru încărcarea preîncălzită

BIBLIOGRAFIE

[1] Falk E. *Raport tehnic privind specializarea în R.F.G.* 1972.

[2] Beck K. G. şi Weskamp W. *Steigerrung der Produktivität von Koksofengruppen durch höhere Betriebstemperaturen.* Glükauf 107 (1971) 2, Essen 21 ianuarie 1971, p. 43—51.

[3] Guhr H. *Betriebserfahrungen bei der Leistungssteigerung von Koksöfen durch höhere Temperaturen.* Glückauf 106, 1970, 8, p. 372—380.

[4] Melzheim C. *Elargissement de l'éventail des charbons cokéfiants.* CECO, Journées d'Information, Luxemburg, 23—24 apr., 1970.

[5] Orlik M. *Preîncălzirea cărbunilor pentru producerea cocsului.* Hutnicke Listy, nr. 4, 1971, p. 238—245.

[6] Foch M. P. *Le préchauffage des pâtes à coke.* CECO, Journées d'Information, Luxemburg, 23—24 apr., 1970.

[7] Rhode W. şi Beck K. G. *Precarbon ein neues Verfabren für den Einsatz vorerhitzter Kokskohle.* Glückauf, 1973, nr. 6, p. 343—351.

[8] Falque I. *Le procedé Coaltek.* La tehnique moderne, iunie, 1972.

[9] Duhan V. N. *O pricinah povîşenia procinosti koksa iz predvoritelno visuşennîh i nagretîh uglei.* Koks i Himia, nr. 11, 1969, p. 11—13.

[10] Graham J. I. ş.a. *Preheating of coals prior to Carbonisation.* Coke in Ironmaking ISI Prepint 127, dec. 1969.

[11] Chambers R. H. ş.a. *Coal preheating as applied to coking installations.* Coke in Ironmaking ISI Prepint, 1969.

[12] David V. şi Kaba E. *Cu privire la legătura dintre calitatea cocsului şi consumul specific de cărbuni.* Metalurgia, nr. 5, 1967, p. 245—249.

[13] Simonis W., Gnuschke G. şi Beck K. G. *Über die Herstellung von optimalen Kokskohlenmischungen zur Erzielung maximaler Koksfestigkeitswerte.* Glückauf Forschungshefte, nr. 4, 1966, p. 181—192.

[14] Falk E., Simonis W. şi Plate W. *Vorausberchnung der Koksfestigkeit M_{40} und des Koksabriebs M_{10} bei der Hochtemperaturverkokung von Steinkohlen im Stampfbetrieb.* Glückauf Forschungshefte, nr. 6, 1972, p. 234—240.

[15] Loison R. şi Foch P. *Le coke.* Paris, Dunod, 1970.

Ing. E. Falk, ing. Ileana Enescu
şi ing. I. Georgescu
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

Furnalul nr. 4 de la Mizushima (Kawasaki Steel). Furnalul nr. 4 de la Mizushima, dat în exploatare în aprilie 1973, este în prezent cel mai mare din lume şi unul din cele mai bine dotate cu echipamente de combatere a poluării. De asemenea este echipat cu dispozitive electronice permiţînd controlul interiorului instalaţiei.

Construit de Kawasaki Heavy Industries după planurile Kawasaki Steel, furnalul prezintă următoarele caracteristici :

Diametrul creuzetului,	14,4 m ;
Volumul util,	4 323 m^3 ;
Înălţimea,	117 m ;
Numărul de guri de evacuare,	4 ;
Presiunea la gura de încărcare,	3 kg/cm^2 ;
Temperatura aerului, pînă la	1 350°C.

O instalaţie de desprăfuire cu scruber Venturi captează direct gazele arse la ieşirea din gura de evacuare, în timp ce jetul de fontă se scurge sub o acoperire etanşă la aer. Echipamentele antipoluare permit epurarea a 900 mii Nm^3 gaze/h. Toate particulele de fier colectate sînt expediate la instalaţia pusă la punct de Kawasaki Steel pentru fabricarea de pelete prereduse pe bază de pulberi şi ţunder recuperate în uzină. Această instalaţie produce circa 1 300 t pelete/zi metalizate pentru utilizare în furnal. În ceea ce priveşte oxidul de carbon, el este transportat la centralele termice unde este folosit în calitate de combustibil.

După darea în exploatare a furnalului nr. 4, furnalul nr. 2 (2 857 m^3) a fost oprit pentru reparaţii. Cu această ocazie va fi dotat cu echipamente antipoluare comparabile cu cele ale furnalului nr. 4. În continuare va fi refăcut furnalul nr. 3 (3 363 m^3).

Darea în funcţiune a furnalului nr. 4 a mărit capacitatea de producţie a uzinei din Mizushima la 12 mil. t anual oţel brut. Totuşi, din cauza opririi succesive a furnalelor nr. 2 şi 3 producţia pentru exerciţiul 1973—74 nu ar trebui să depăşească 9 mil.t.

Pentru urmărirea procesului în interior furnalul nr. 4 este echipat cu diverse instrumente, din care unele (utilizînd raze X şi infraroşii) sînt experimentate în alte uzine, iar altele, puse la punct de Kawasaki, sînt complet noi. Aceste instrumente vor fi montate şi la furnalele nr. 2 şi 3 după reconstruirea lor.

Căptuşeala furnalului nr. 4 este alcătuită din 2 352 t cărămizi de şamotă (fabricant : Kawasaki Rozai) şi 2 322 t cărămizi carbon (fabricanţi : Showa Denho şi alte societăţi producătoare de electrozi).

Pentru alimentarea furnalului nr. 4 a fost construită o nouă secţie de aglomerare : suprafaţa grătarului 410 m^2, capacitate 13 100 t/zi (tip Dwight Lloyd-constructor Hitachi Zasen). Instalaţia de desprăfuire cu electrofiltre tip Lurgi-Mitsubishi poate prelucra 42 mii m^3 gaze/min şi reduce conţinutul de praf la 0,06 g/Nm^3 gaze. Secţia de aglomerare este echipată cu un sistem de desulfurare, care poate trata 750 mii m^3/h şi reduce conţinutul de sulf la 300 ppm.

Furnalul nr. 4 de la Mizushima nu va fi mult timp cel mai mare din lume. Furnalul nr. 5 de la Fukuyama (Nippon Kokan) va avea un volum util de 4 400 m^3. De altfel, Nippon Steel îşi propune să construiască la Oita un aparat mai mare decît cel de la Fukuyama şi cel de la Novo Lipeţk (este de notat că sovieticii măsoară volumul intern al furnalului, ceea ce dă o cifră superioară cu circa 10% volumului util pe care îl măsoară japonezii).

În 1972 Japonia număra 63 furnale, din care 37 sub 2 000 m^3 (însă 10 erau oprite). Producţia de fontă a fost de 73 679 mii t. Consumul mediu la tona de fontă produsă a fost de 1 600 kg minereu de fier (din care 75% aglomerate, 5% pelete şi 20% minereu calibrat), 438 kg cocs şi 55 kg păcură (zece furnale au utilizat pînă la 10 kg gudron).

(Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 9, 1973, p. 209 E—210 E)

Stadiul actual al laminoarelor slebing (I)

CZ 621.771.22

Laminarea şi turnarea continuă a semifabricatelor

Semifabricatele destinate producţiei de profile şi produse plate se pot obţine prin laminare sau prin turnare continuă. În ultimii ani turnarea continuă s-a răspîndit foarte mult, datorită avantajelor acestui procedeu (în special reducerea consumului de oţel şi eliminarea unor faze ale procesului tehnologic). Pe lîngă mărirea siguranţei în exploatare, răspîndirea largă a turnării continue a devenit posibilă în urma multiplelor perfecţionări tehnologice şi constructive realizate în ultimii ani, dintre care se menţionează următoarele : orificiu de turnare cu sertar comandat de la distanţă, orificiu de turnare imersat în cristalizator, turnarea secvenţială (fără pauze între şarje), schimbarea rapidă a dimensiunilor semifabricatelor, reducerea directă, introducerea unor mărci noi de oţeluri, mărirea vitezei de turnare şi automatizarea procesului de turnare. În anul 1972 capacitatea mondială de turnare continuă a instalaţiilor în funcţiune şi în construcţie a reprezentat aproape 100 mil. t/an sau circa 17 % din producţia totală de oţel [1].

Cu toate avantajele importante ale turnării continue şi progresele realizate, acest procedeu n-a reuşit să înlocuiască integral metodele clasice de producere a semifabricatelor prin laminare decît în anumite cazuri, din următoarele motive : elasticitate mai redusă în ceea ce priveşte sortimentul dimensional şi calitativ, precum şi mărimea loturilor, siguranţă mai mică în exploatare, dificultăţi la turnarea oţelului necalmat, disciplină tehnologică mult mai severă, investiţii mai ridicate la producţii foarte mari. Astfel, cu excepţia uzinelor de la Novo-Lipeţk şi Oita, nici un combinat siderurgic de mare capacitate (peste 3 mil. t/an) nu se bazează exclusiv pe turnarea continuă, semifabricatele fiind obţinute — parţial sau integral — prin laminare la blumînguri şi slebînguri.

Analizînd stadiul actual al fabricării semifabricatelor rezultă că agregatul de bază în cazul uzinelor mari îl reprezintă încă blumingurile şi slebingurile, instalaţiile de turnare continuă servind pentru completarea capacităţii acestora. Cu totul alta este situaţia în cazul uzinelor mici unde turnarea continuă ocupă un loc predominant ; astfel în ultimii ani s-au construit un număr mare de miniuzine cu capacităţi pînă la 500 000 t/an, în special în S.U.A., Italia şi Spania, la care semifabricatele se obţin exclusiv prin turnare continuă.

Pentru a ilustra tendinţa actuală în producţia de semifabricate, în tabela 1 au fost centralizate cele mai caracteristice combinate moderne de mare capacitate, indicîndu-se cantitatea de metal prelucrată prin laminare şi prin turnare continuă. Din această tabelă rezultă că exceptînd combinatele alimentate exclusiv cu semifabricate turnate continuu sau laminate, cota-parte a turnării continue reprezintă 10—50% (în general sub 35%).

Pentru stadiul actual al tehnicii şi al tendinţelor este caracteristic exemplul celei mai noi uzine din Europa, combinatul de la Fos-sur-Mer, în prezent în construcţie. La acest combinat, furnalul, oţelăria şi laminorul de benzi la cald au fost deja contractate cînd încă nu era hotărîtă soluţia pentru fabricarea sleburilor. În final, pentru prima etapă s-a preferat construirea unui slebing, urmînd ca într-o etapă imediat următoare, capacitatea de degrosisare să fie completată prin turnare continuă.

Sortimentul de sleburi şi lingouri

Tehnologia modernă de laminare a tablelor groase şi benzilor se bazează pe lungimi mari ale produselor, în scopul măririi productivităţii, reducerii consumului de metal, îmbunătăţirii toleranţelor la grosime şi reducerii operaţiilor de manipulare. De asemenea, o altă tendinţă este laminarea unor table şi benzi foarte late, datorită unor avantaje importante (productivitate mărită, consum mai mic de metal, extinderea domeniului de aplicare, reducerea manoperei la sudarea ulterioară). Astfel, laminoarele moderne de tablă groasă produc în general table cu lăţimea maximă de peste 4 m, iar laminoarele de benzi sînt dimensionate pentru lăţimi finite de circa 2 m. Dimensiunile mari ale tablelor şi benzilor au ca rezultat dimensiuni şi greutăţi mari ale sleburilor şi, respectiv, ale lingourilor.

Grosimea sleburilor variază între 80 şi 600 mm. Laminoarele de tablă groasă necesită o gamă mai largă şi un număr mai mare de grosimi decît laminoarele de benzi, care sînt alimentate — în cazul instalaţiilor moderne — în general cu sleburi de 180—300 mm grosime. Sleburile subţiri (sub 120—150 mm) sînt necesare pentru tablele de 4—6 mm grosime, laminate în foi, iar sleburile de peste 300—350 mm grosime, pentru table foarte groase ; aceste table anterior se laminau direct din lingouri, tendinţa actuală fiind însă obţinerea lor din

Prelucrarea oțelului în combinatele moderne *Tabela 1*

Țara, firma, orașul, instalația	Anul punerii în funcțiune	Capacitatea, mii t/an
Franța, Sacilor, Gandrange		
— Bluming Ø 1 350 mm	1969	3 500
Franța, Solmer, Fos-sur-Mer		
— Slebing-universal Ø 1 270 mm	1973	4 500
— Inst. turnare continuă cu 2 fire (sleburi)	1975	1 000
Franța, Usinor, Dunkerque		
— Slebing Ø 1 145 mm	1962	3 500
— Inst. turnare continuă nr. 1 cu 2 fire (sleburi)	1970	500
— Inst. turnare continuă nr. 2 cu 3 × 2 fire (sleburi)	1973	3 200
R.F. Germania, August Thyssen Hütte, Beeckerwerth		
— Slebing-universal Ø 1 300 mm	1963	4 200
— Inst. turnare continuă cu 2 fire (sleburi)	1974	1 500
Italia, Italsider, Taranto		
— Slebing-universal Ø 1 170 mm	1964	4 000
— Inst. turnare continuă nr. 1 cu 2 fire (sleburi)	1971	1 000
— Slebing-universal Ø 1 270 mm	1972	5 000
— Inst. turnare continuă nr. 2 cu 3 × 2 fire (sleburi)	1974	3 000
Japonia, Kawasaki Steel, Mizushima		
— Bluming-slebing Ø 1 350 mm	1966	2 400
— Inst. turnare continuă nr. 1 cu 8 fire (blumuri)	1968	1 000
— Slebing-universal Ø 1 300 mm	1969	5 000
— Inst. turnare continuă nr. 2 cu 2 fire (sleburi)	1970	1 000
— Inst. turnare continuă nr. 3 cu 2 fire (sleburi)	1973	1 500
— Inst. turnare continuă nr. 4 cu 4 fire (blumuri)	1973	1 000
Japonia, Kobe Steel, Kakogawa		
— Slebing-universal Ø 1 320 mm	1970	4 200
— Bluming Ø 1 350 mm	1972	3 000
— Inst. turnare continuă cu 2 fire (sleburi)		
Japonia, Nippon Kokan, Fukuyama		
— Slebing-universal Ø 1 170 mm	1966	4 200
— Bluming-slebing Ø 1 350 mm	1969	3 000
— Inst. turnare continuă nr. 1 cu 2 fire (sleburi)	1970	1 000
— Inst. turnare continuă nr. 2 cu 2 fire (sleburi)	1971	1 000
— Inst. turnare continuă nr. 3 cu 2 fire (sleburi)	1972	1 000
Japonia, Nippon Steel, Kimitsu		
— Slebing universal Ø 1 300 mm	1968	4 800
— Inst. turnare continuă cu 2 fire (sleburi)	1970	1 000
— Bluming-slebing Ø 1 300 mm	1971	3 000
Japonia, Nippon Steel, Nagoya		
— Slebing-universal Ø 1 170 mm	1966	3 000
— Slebing-universal Ø 1 300 mm	1969	4 200
— Inst. turnare continuă cu 2 fire (sleburi)	1970	1 000
Japonia, Nippon Steel, Oita		
— Inst. turnare continuă nr. 1 cu 3 × 2 fire (sleburi)	1972	3 500
— Inst. turnare continuă nr. 2 cu 2 × 2 fire (sleburi)		2 500
Japonia, Sumitomo Metal, Kashima		
— Slebing-universal Ø 1 370 mm	1970	6 000
— Inst. turnare continuă cu 2 fire (sleburi)	1972	1 500
Marea Britanie, British Steel, Scunthorpe		
— Inst. turnare continuă cu 2 fire (sleburi)	1971	1 200
— Bluming Ø 1 400 mm	1972	3 300
Statele Unite, Armco Steel, Middletown		
— Slebing-universal Ø 1 220 mm	1968	4 500
— Inst. turnare continuă cu 2 fire (sleburi)	1971	700
Statele Unite, Bethlehem Steel, Burns Harbor		
— Slebing -universal Ø 1 270 mm	1969	3 900
— Inst. turnare continuă cu 2 fire (sleburi)	1974	1 500
Uniunea Sovietică, Novo-Lipețk		
— Inst. turnare continuă nr. 1 cu 6 × 2 fire (sleburi)	1966	2 200
— Inst. turnare continuă nr. 2 cu 2 fire (sleburi)	1975	2 000

sleburi în scopul asigurării unei calităţi superioare a tablelor.

Lăţimea sleburilor este strîns legată de cea a benzilor; de aceea, laminoarele de benzi sînt alimentate cu un număr mare de lăţimi de sleburi (la laminoarele moderne în trepte de cîte 50 mm, ţinînd seamă de reducerea maximă la cajele verticale). Pentru laminoarele de tablă groasă sînt necesare un număr redus de lăţimi (în general 3—5), ţinînd seamă că pentru cea mai mare parte din sortimente lăţimea tablei se obţine prin treceri de lăţire. Gama de lăţimi a sleburilor variază între 400 şi 2 300 mm, în general însă la slebingurile moderne raportul dintre lăţimea maximă şi minimă nu depăşeşte 3—3,5, astfel că lăţimea minimă este de obicei 600—700 mm.

Lungimea de laminare a sleburilor nu depăşeşte de obicei circa 15 m. În timp ce lungimea finită a sleburilor pentru tablă groasă este în general de maximum 3—4,5 m, fiind limitată de lungimea tăbliei datorită trecerilor de lăţire, în cazul laminoarelor moderne de benzi lungimea maximă a sleburilor finite este de 9—15 m, astfel că dintr-un lingou se obţine un singur sleb, ceea ce impune o calitate bună a lingoului (fără segregaţii).

Greutatea sleburilor brute, deci şi a lingourilor a crescut continuu, ajungînd la 40—50 t şi fiind determinată în primul rînd de greutatea maximă a rulourilor la laminoarele de benzi.

Dimensionarea lingourilor se face în funcţie de sortimentul de sleburi şi caracteristicile utilajelor, ţinînd seamă de condiţionările metalurgice. Principiile de bază la dimensionarea lingourilor mari folosite la slebing sînt următoarele [2]:

— Raportul dintre lăţime şi grosime să nu depăşească în general 2,5;

— Raportul dintre înălţime şi grosime să nu depăşească în general 3,0;

— Grosimea maximă nu trebuie să depăşească 1 000—1 100 mm (pentru a evita o structură de turnare necorespunzătoare);

— Lungimea maximă trebuie să fie cu cel puţin 500 mm mai mică decît nivelul arzătoarelor (în cazul cuptoarelor cu flacără întoarsă) pentru a evita supraîncălzirile locale;

— Reducerea laterală de la lingou la sleb trebuie să fie cuprinsă între o valoare minimă de 50 şi 100 mm şi o valoare maximă de circa 400 mm. O reducere laterală mare permite micşorarea numărului de formate de lingouri, are însă efecte negative asupra productivităţii şi consumului de oţel;

— În scopul simplificării procesului tehnologic de încălzire şi laminare a lingourilor este indicat să se păstreze o grosime constantă pentru un număr cît mai mare de formate;

— În scopul reducerii numărului de formate de lingouri şi al asigurării unei elasticităţi ridicate în exploatare, înălţimea de turnare a lingourilor va fi variabilă, raportul dintre înălţimea maximă şi minimă a aceluiaşi lingou fiind de 1,20—1,30.

Pe baza acestor considerente, lingourile folosite la slebingurile moderne au următoarele dimensiuni limită: grosimea 600—1 200 mm (în general 800—1 000 mm), lăţimea 800—2 400 mm, lungimea 1 800—3 000 mm.

Cuptoare adînci

Încălzirea lingourilor se efectuează exclusiv în cuptoare adînci.

Cuptoarele cu arzător central în vatră nu se mai construiesc datorită utilizării slabe a suprafeţei vetrei, pericolului de înfundare şi deteriorare a arzătorului, precum şi uzurii accentuate a capacului.

În prezent s-au generalizat cuptoarele cu încălzire superioară şi flacără întoarsă simplă, avînd un singur arzător plasat în peretele îngust (dintre cuptoarele construite în ultimii ani o excepţie reprezintă cele de la Burns Harbor, care sînt cu flacără întoarsă dublă, avînd cîte două arzătoare pe fiecare perete îngust). Prin introducerea recuperatoarelor metalice care permit viteze ridicate ale aerului şi gazului, precum şi prin realizarea unor construcţii perfecţionate de arzătoare care asigură lungimi mari ale flăcării, a devenit posibilă răspîndirea largă a cuptoarelor cu flacără întoarsă simplă şi cu un singur arzător, care necesită spaţiu mai mic şi asigură o circulaţie optimă a gazelor.

În timp ce anterior mai multe celule erau cuplate pentru a forma o baterie cu evacuarea comună a gazelor, în prezent fiecare celulă este prevăzută cu evacuarea proprie a gazelor (inclusiv recuperatoare), pentru a asigura o funcţionare independentă.

Capacitatea cuptoarelor depinde în primul rînd de mărimea şarjei de la oţelărie şi de greutatea lingourilor. O exploatare optimă se asigură cînd capacitatea cuptorului este egală cu greutatea şarjei; dacă acest lucru nu este posibil, se recomandă ca greutatea şarjei să fie un multiplu al capacităţii cuptorului. Pentru a evita o scădere prea mare a temperaturii la deschiderea capacului, este indicat ca numărul maxim de lingouri să nu depăşească 10—12. Pe baza celor de mai sus, capacitatea cuptoarelor adînci pentru slebinguri este de 120—250 t.

Dimensiunile uzuale ale celulelor sînt: lungimea 7 000—9 000 mm, lăţimea 3 000—5 000 mm, înălţimea 4 500—5 000 mm. Pentru a asigura o circulaţie bună a gazelor, condiţie esenţială pentru productivitate ridicată şi încălzire uniformă, este indicat ca gradul de acoperire a vetrei cuptoarelor cu flacără întoarsă să nu depăşească 35—40%; pe de altă parte, un grad de acoperire sub 30% nu asigură o utilizare raţională a suprafeţei vetrei.

În figura 1 este reprezentată construcţia unui arzător turbionar utilizat în special pentru gaze sărace şi cu temperaturi ridicate de aprindere şi caracterizat prin faptul că lungimea flăcării poate fi reglată în funcţie de mărimea

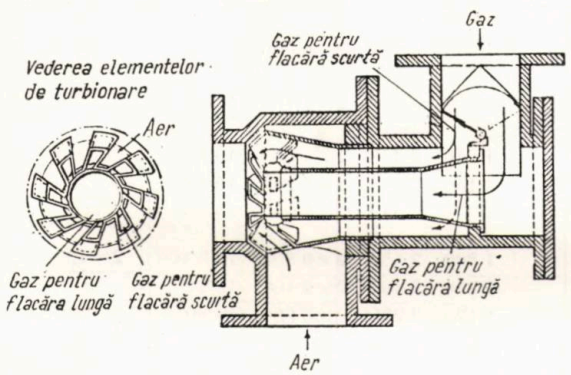


Fig. 1. Arzător turbionar pentru flacără cu lungime variabilă [3].

cuptorului, cu ajutorul unei ţevi interioare şi al unei clape de dirijare; de asemenea, se asigură un amestec intim între gaz şi aer, iar prin aspiraţia unei părţi din gazele arse de către flacără datorită formei adecvate a gurii arzătorului se obţine o distribuţie omogenă a gazelor în cuptor, rezultînd o uniformitate ridicată a temperaturii (diferenţa de temperatură pe orizontală şi pe verticală nu depăşeşte $\pm 20°C$ în cazul unei încărcări uniforme şi nu prea mari) [3].

Cuptoarele adînci moderne sînt încălzite cu bigaz, gaz de furnal (mai rar), gaz metan sau păcură. În cazul gazelor cu putere calorifică redusă, trebuie preîncălzit atît gazul, cît şi aerul pentru a obţine temperatura necesară a gazelor arse; în cazul gazelor bogate sau al păcurii se recomandă preîncălzirea aerului pentru economie de combustibil. La toate instalaţiile moderne recuperatoarele sînt metalice şi asigură o preîncălzire a aerului la 500—600°C. Deoarece la ieşirea din recuperator gazele arse au încă temperaturi ridicate, deseori se foloseşte o recuperare secundară a căldurii producîndu-se aburi sau apă caldă. Amplasarea recuperatoarelor trebuie să asigure o distribuţie cît mai uniformă şi fără devieri a gazelor arse; această condiţie se realizează cel mai simplu cu ajutorul recuperatoarelor de radiaţie, amplasate vertical (fig. 2).

Consumul de combustibil depinde în primul rînd de procentajul de lingouri încărcate în stare caldă şi de temperatura lor de încărcare, de construcţia cuptoarelor şi de gradul de recuperare a căldurii conţinute în gazele arse. În cazul cuptoarelor moderne cu flacără întoarsă şi cu recuperatoare metalice, consumul specific de căldură reprezintă 400—450 kcal/kg la încărcare rece şi 150—250 kcal/kg la încărcare caldă (în funcţie de temperatura de încărcare).

Dimensionarea secţiei de cuptoare adînci se face în funcţie de programul de producţie şi tipul cuptoarelor. Pentru calcule aproximative

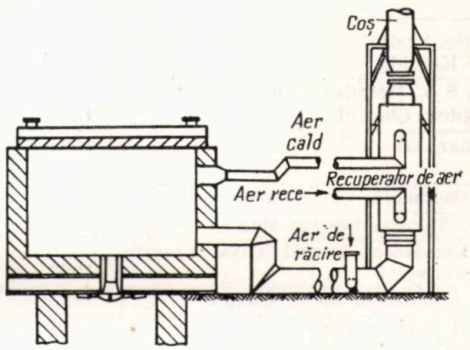


Fig. 2. Cuptor adînc cu flacără întoarsă simplă cu un singur arzător şi cu recuperator metalic pentru preîncălzirea aerului [3].

se pot folosi indici rezultaţi din practică. Astfel, în cazul cuptoarelor moderne cu flacără întoarsă pentru slebinguri, o celulă poate efectua în medie 600—700 cicluri de încălzire pe an (ţinînd seama şi de celulele necesare pentru rezervă), la un procentaj de lingouri încărcate în stare caldă de cel puţin 80%; în consecinţă, o celulă de 200 t capacitate are o producţie de circa 130 000 t/an şi pentru un slebing de 6 000 000 t/an vor fi necesare 46 de celule.

Caja de laminare

Slebingurile moderne sînt de tip universal, deoarece această construcţie asigură o capacitate mai mare de producţie decît slebingurile cuprinzînd numai cajă orizontală (pînă la 6 mil. t/an, faţă de maximum 3,5—4 mil. t/an). De aceea, în prezent se construiesc slebinguri normale numai cînd capacitatea este limitată, precum şi în cazul cînd sortimentul cuprinde şi blumuri (laminoare bluming-slebing).

În cazul slebingurilor universale problemele cele mai discutate sînt amplasarea şi acţionarea cajelor verticale.

Amplasarea cilindrilor verticali în faţa celor orizontali are avantajul evitării umflării marginilor, favorizînd astfel procesul de flamare, iar amplasarea lor după cilindrii orizontali permite un control exact al lăţimii şi obţinerea unor margini drepte, ceea ce este avantajos în special la încărcarea în cuptoarele cu propulsie.

Astfel, dintre slebingurile universale construite în ultimii ani, cele de la Kimitsu, Middletown, Burns Harbor, Dearborn şi Ijmuiden au cilindrii verticali în faţă, iar cele de la Fukuyama, Wakayama, Galaţi, Mizushima, Kashima şi Bokaro au cilindrii orizontali în faţă.

În ceea ce priveşte acţionarea cilindrilor verticali, sînt posibile două tipuri de bază: acţionarea superioară şi inferioară. La slebin-

Țara, firma, orașul	Anul intrării în funcțiune	Firma furnizoare	Cilindri orizontali					Cilindri verticali
			Diametrul, mm	Lungimea tăbliei, mm	Motoare			Diametrul, mm
					Puterea nominală, CP	Turația, rot/min	Momentul maxim, tfm	
Australia, Australian Iron & Steel Pty Lt, Port Kembla	1970[1])	United	1 145	2 920	2×6 000			1 015
Belgia, S.A. Métallurgique d'Espérance Longdoz, Chertal	1963	Sack	1 220	2 600	2×7 150	46,7/90	2×300	1 000
Sidmar, Ghent-Zelzate	1967[2])	United-Secim/ Demag	1 230	2 440	2×7 500	40/80	2×375	1 040
R.S. Cehoslovacă, Combinatul Kosice	1968	Skoda-Vitkovice	1 150	2 080	2×8 200	40/100	2×360	900
Franța, Solmer, Fos-sur-Mer	1973	Mesta	1 270	2 540	2×7 000	35/70		
R.F. Germania, August Thyssen Hütte Beeckerwerth	1963	Demag	1 300	2 550	2×9 500	45,5/100	2×400	1 060
India, Hindustan Steel, Bokaro	1973	NKMZ	1 250	2 400	2×9 100	45/80		1 000
Italia, Italsider, Taranto	1964	Blaw Knox	1 170	2 285	2×6 000	40/80	2×320	965
Italsider, Taranto	1972	Sack-Mesta	1 270	2 440	2×6 000	30/60	2×395	
Japonia, Kawasaki, Steel, Chiba	1961	Blaw Knox-Hitachi	1 170	2 285	2×6 000	40/80		965
Kawasaki Steel, Mizushima	1969	Mitsubishi-Mesta	1 300	2 800	2×6 800			1 050
Kobe Steel, Kakogawa	1970	Blaw Knox-Hitachi	1 320	2 800	2×7 600			1 040
Nippon Kokan, Fukuyama	1966	Blaw Knox-Hitachi	1 170	2 440	2×6 000	40/80		965
Nippon Steel, Hirohata	1960	United	1 145	2 285	2×6 000			915
Nippon Steel, Kimitsu	1968	Ishikawajima	1 300	2 800	2×9 100	40/80		1 040
Nippon Steel, Nagoya	1966	Mesta-Mitsubishi	1 170	1 980	2×6 000	40/80		940
Nippon Steel, Nagoya	1969	Blaw Knox-Hitachi	1 300	2 800	2×7 600			1 000
Nippon Steel, Sakai	1967	Mesta-Mitsubishi	1 200	1 800	2×5 500	40/80		940
Nippon Steel, Tobata	1962	Blaw Knox-Hitachi	1 170	2 300	2×6 000			965
Nisshin Steel, Kure	1968	Blaw Knox-Hitachi	1 220	2 440	2×6 000			1 015
Sumitomo Metal, Kashima	1970	Ishikawajima	1 370	2 800	2×9 100	40/80		1 040
Sumitomo Metal, Wakayama	1966	Ishikawajima-Sack	1 330	2 300	2×8 150	40/80	2×400	1 040
Marea Britanie, British Steel, Abbey Works, Port Talbot	1958[3])	United	1 145		2×4 000	40/80	2×245	940
British Steel, Spencer Works, Llanwern	1962	United	1 145	2 030	2×6 000	40/80	2×320	915
Olanda, Hoogovens N. V., IJmuiden	1969	Sack	1 370	2 550	2×7 000	30/60	2×460	1 220
R.P. Polonă, Combinatul Nova-Huta	1966	NKMZ	1 150	2 100	2×9 000	50/80	2×350	900
R.S. România, Combinatul siderurgic–Galați	1968	NKMZ	1 150	2 100	2×8 150	50/80	2×322	900
Spania, Ensidesa, Aviles	1967	Blaw Knox	1 170	2 285	2×4 500			965
Statele Unite, Armco Steel, Middletown	1968	Mesta	1 220	2 440	2×6 000	30/60		1 015
Bethlehem Steel, Burns Harbor	1969	Mesta	1 270	2 440	2×7 000	30/60	2×335	1 015
Bethlehem Steel, Lackawanna	1961	Mesta	1 145	2 285	2×6 000	40/80		940
Bethlehem Steel, Sparrows Point	1957	Mesta	1 145	2 285	2×6 000	40/80		940
Ford Motor, Dearborn	1969	Blaw Knox	1 220	2 440	2×6 000	40/80		1 015
Inland Steel, Indiana Harbor-East Chicago	1958	United	1 170	2 285	2×6 000	40/80		915
Jones & Laughlin Steel, Cleveland	1967[4])	Mesta	1 145	2 285	2×5 000			790
Kaiser Steel, Fontana	1958	Blaw Knox	1 170	2 285	2×5 000	40/80		965
National Steel-Great Lakes, Ecorse	1953	Mesta	1 145	2 285	2×6 000	40/70	2×300	940
Republic Steel, Cleveland	1957	United	1 145	2 285	2×6 000	40/80		
United States Steel, Fairless	1953	Mesta	1 145	2 285	2×6 000	40/80	2×300	940
United States Steel, Gary	1959	Blaw-Knox	1 170	2 440	2×6 000	40/80		965
Youngstown Sheet & Tube, East Chicago	1968[4])	United	1 145	2 920	2×5 000			1 065
Uniunea Sovietică, Combinatul Ilici, Jdanov	1962	NKMZ	1 150	2 100	2×9 000	50/80	2×350	900
Combinatul Karakanda, Temir-Tai	1966	NKMZ	1 150	2 100	2×9 000	50/80	2×350	900
Combinatul Magnitogorsk	1959	NKMZ	1 150	2 100	2×6 250	50/100		900

Obs.: 1. Inițial a fost slebing, în 1970 s-a transformat în slebing-universal.
2. Cilindrii verticali au fost montați ulterior.
3. Laminor reconstruit, inițial a pornit ca slebing (în 1950).
4. Laminor reconstruit.

(după 1953)

Tabela 2

Cilindri verticali				Dimensiunile sleburilor, mm		Greutatea maximă a lingourilor, t	Capacitatea de producție, mii t/an
Lungimea tăbliei, mm	Motoare			Grosimea	Lățimea		
	Puterea nominală, CP	Turația, rot/min	Momentul maxim, tfm				
1 980	5 000				1 880	32,5	
2 350	5 000	250/600	170 (cajă)	max. 300	650—2 080	35	4 000
2 540	6 000	115/230	240 (cajă)	150—250	600—2 030	32	5 000
1 885	2×3 140	75/120	2×75 (cajă)		850—1 550	24	4 500
	5 000			150—600	600—2 250	35	4 500
3 100	5 000	136/340	200 (cajă)	150—250	600—2 050	35	4 200
2 300	2×2 700	60/110		150—300	750—1 850	38	6 000
2 135	4 500	65/130		max. 305	max. 1 830	30	4 000
	4 500	60/120	148	150—500	630—2 080		5 000
2 135	4 000			80—510	800—1 950	26	4 200
2 285	4 800			110—305	600—2 200	40	5 000
2 400	4 000			70—300	650—2 100	40	4 200
2 210	4 000	60/150		90—500	500—1 950	30	4 200
2 135	4 000			76—305	685—1 900	25	2 900
2 400	5 000	80/200		100—600	850—2 250	40	4 800
2 440	4 000	75/150		max. 254	max. 1 570	28	3 000
2 500	4 000			80—600	600—2 400	40	4 200
1 600	4 000			100—230	700—1 345	26	3 600
2 135	4 000			80—400	700—1 950	26	4 200
2 210	4 000			85—220	285—1 830	33	2 400
3 050	5 000	80/200		80—500	600—2 300	40	6 000
2 200	5 000	80/200	220 (cajă)	100—300	600—1 930	35	5 000
	4 000	75/150					
	5 000	75/150		114—254	max. 1 525	30	6 000
2 790	5 850	50/100	310 (cajă)	160—600	600—2 200	45	6 000
1 950	2×3 000			130—230	700—1 550	28	4 700
2 000	2×2 700	65/110	2×83	100—300	700—1 600	28	4 300
2 135	3 500			102—203	508—1 525		
2 060	4 000	60/120		152—254	635—2 080	32	4 500
2 060	5 000	60/120		102—610	610—1 930	48	3 900
2 285	4 000	60/150		max. 305	max. 1 880	23,5	3 200
2 440	4 000	60/150					
2 135	4 500	60/120		102—305	610—1 880	45	4 100
2 135	4 000	60/150		89—305	406—1 930	25	4 300
2 440	4 000			127—254	535—2 030		
2 030	4 000	60/150		63—305	508—1 830	18	2 600
2 440	4 000	60/150		70—305	610—1 980	21,5	2 500
	4 000				max. 1 900	22,5	
2 440	4 000	60/150	130 (cajă)	102—203	406—1 880	18,5	2 700
2 135	4 000	60/150		89—610	560—1 980		4 500
2 135	6 000					45	
1 950	2×3 150	75/120		130—230	700—1 550	28	5 400
1 950	2×3 150	75/120		130—230	700—1 550	28	5 000
2 100	3 000	100/200		100—250	610—1 600	25	4 300

gurile moderne se aplică exclusiv acţionarea superioară, deoarece acţionarea inferioară, deşi are avantajul unei înălţimi reduse şi unei vizibilităţi optime, prezintă probleme foarte dificile de întreţinere în condiţiile de laminare de la slebing.

Pentru a reduce înălţimea cajei verticale, în trecut s-au construit caje cu angrenaje conice deplasabile. Deşi s-au realizat şi ulterior asemenea caje (Chertal), în prezent nu se aplică această soluţie, datorită solicitării foarte mari

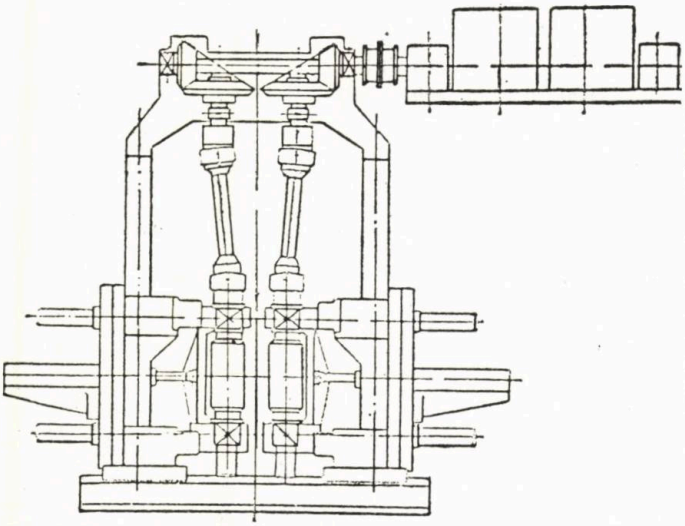


Fig. 3. Construcţia cajei verticale a slebingurilor americane [4].

a angrenajelor, ţinînd seamă şi de faptul că valoarea ridicată a cursei cilindrilor orizontali impune în orice caz o înălţime mare a cajei.

În cazul slebingurilor americane, construcţia cea mai răspîndită a cajelor verticale este cea din figura 3, caracterizată prin bare lungi de cuplare şi angrenaje conice fixe, avînd un raport mic de reducere (sub 1 : 2), ceea ce permite un timp scurt de reversare.

La slebingul de la August Thyssen-Beeckerwerth, prin înglobarea capătului superior al barei de cuplare în angrenajul fix s-a obţinut ca înălţimea cajei verticale să nu depăşească pe cea a cajei orizontale (fig. 4). Această construcţie se caracterizează şi prin introducerea unei trepte de reducere cu roţi cilindrice între angrenajul conic şi bara de cuplare, ceea ce permite micşorarea gabaritului motorului (prin mărirea turaţiei) şi solicitarea mai redusă a roţilor conice prin valoarea mai mică a momentului. Caja orizontală şi caja verticală au o placă de bază comună, ceea ce asigură o bună stabilitate.

O soluţie interesantă a fost aplicată la slebingul universal de la IJmuiden (fig. 5), unde angrenajul fix al cajei verticale cuprinde, ca şi la Beeckerwerth, cîte o treaptă conică şi cilindrică, avînd însă un raport mic de reducere; în felul acesta rezultă o turaţie redusă a motorului, deci şi o valoare mică a momentului dinamic. La această cajă o atenţie deosebită a fost acordată construcţiei elementelor componente ale transmisiei, ţinînd seamă de valorile mari ale momentelor (cîte 165 tfm pentru fiecare bară verticală de cuplare şi 216 tfm la bara orizontală de la motor la cajă). Atît barele verticale (care asigură o deschidere intre cilindri de 500—2 600 mm), cît şi bara orizontală (care are o înclinare de circa 10°) au fost prevăzute cu articulaţii cardanice de construcţie nouă.

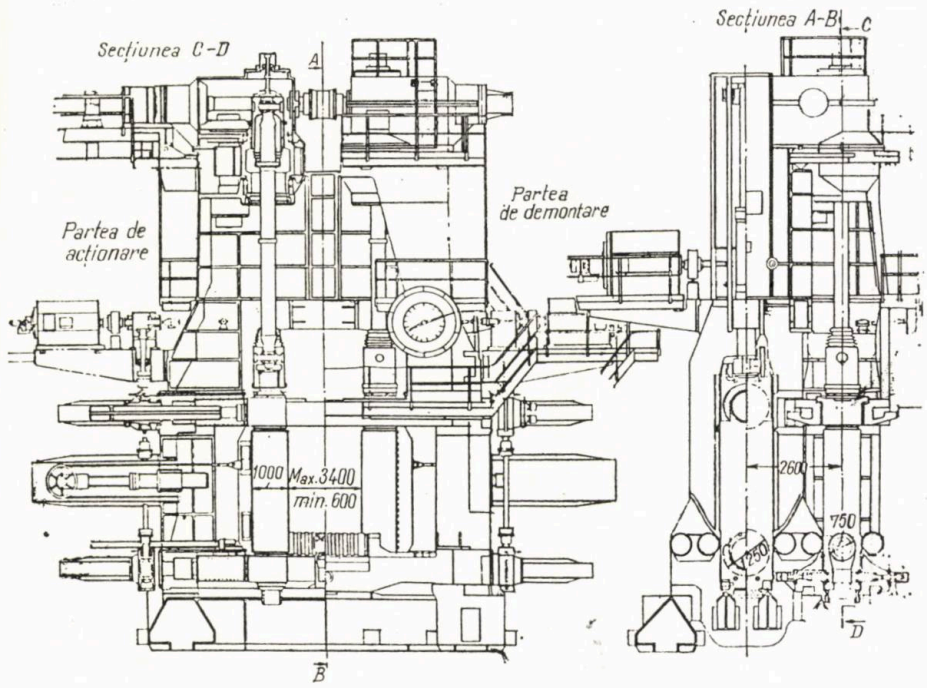


Fig. 4. Caja universală a slebingului de la Beeckerwerth [5].

Slebingurile universale de construcţie sovietică sînt prevăzute cu acţionare directă a cilindrilor verticali, de la motoare verticale (fig. 6). Această soluţie are avantajul eliminării angrenajelor, necesită însă motoare de gabarit mare şi o înălţime considerabilă a cajei.

Pentru a permite laminarea unor lingouri grele (pînă la 50 t greutate) în sleburi foarte late (peste 2 000 mm lăţime) la productivităţi ridicate, slebingurile universale moderne se prevăd cu cilindri cu diametru foarte mare (cilindrii orizontali Ø 1 250—1 370 mm, cilindrii verticali Ø 1 000—1 220 mm) şi cu motoare foarte pu-

ternice (cuplul maxim 800—920 tfm la cilindrii orizontali și 200 — 310 tfm la cilindrii verticali), iar forțele maxime de laminare ating 3 000 tf pentru cilindrii orizontali și 1 000 tf pentru cilindrii verticali. Valorile mari ale diametrelor cilindrilor și ale parametrilor ener-

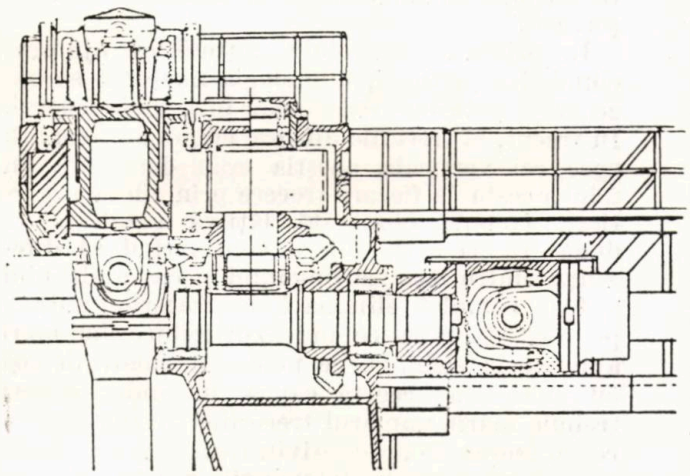


Fig. 5. Acționarea cajei verticale de la IJmuiden [6].

getici permit aplicarea unor reduceri mari la trecerile orizontale și controlul eficace al lățimii la trecerile verticale. Astfel, în cazul unor cilindri orizontali cu diametrul de 1 350 mm, unghiul de prindere este de circa 22° la o reducere de 100 mm. Asigurarea unor valori moderate ale unghiului de prindere are o importanță deosebită în cazul comenzii automate a cajei.

Slebingurile moderne sînt prevăzute în general cu lagăre cu rulmenți pentru cilindrii verticali și cu lagăre cu rulmenți sau cu film de ulei pentru cilindrii orizontali, ceea ce

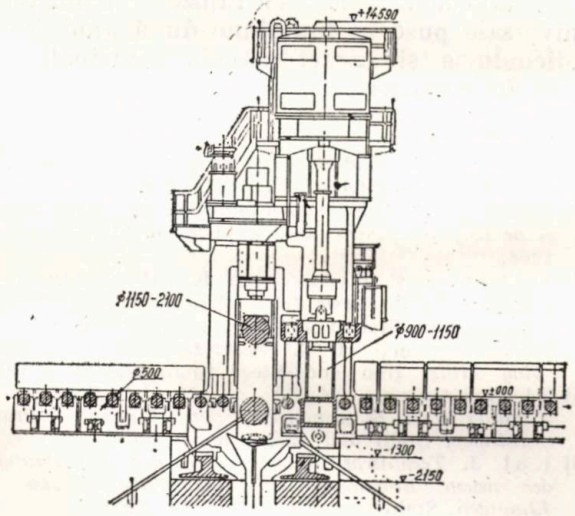


Fig. 6. Slebing universal Ø 1 150 mm de construcție sovietică [7], [8].

asigură coeficienți mici de frecare și deci valori mici ale momentelor de frecare. Ținînd seamă și de acționarea individuală a cilindrilor orizontali (eliminarea cajelor de angrenaj), momentul motorului poate fi folosit aproape integral pentru laminare (și pentru accelerare în cazul variației turației).

Tendința actuală la acționarea cilindrilor orizontali constă în alegerea unor motoare cu turația de bază mai scăzută pentru a permite obținerea unor momente ridicate, fără ca puterea să crească excesiv. Investiția necesară pentru motorul principal este determinată de moment, însă pentru instalația de alimentare (grup motor-generator sau redresor) elementul hotărîtor este puterea. Pe baza calculelor efectuate rezultă că reducerea vitezei de bază și deci a vitezei maxime, păstrînd același moment, influențează foarte puțin productivitatea, ținînd seamă de faptul că timpii mașină reprezintă numai 30—40 % din ciclul total, și de faptul că la viteze mărite condițiile de prindere se înrăutățesc, iar timpii pauză între treceri se măresc. Dacă însă se păstrează aceeași putere și se reduce turația de bază, momentul disponibil mărit va permite reducerea numărului de treceri și creșterea productivității.

În figura 7 a fost reprezentată diagrama momentelor și puterilor nominale pentru două motoare de tip diferit, 7 000 CP, 0/30/60 rot/min și, respectiv, 8 000 CP, 0/40/80 rot/min. Pînă la 30 rot/min, motorul de 7 000 CP are un moment mai mare cu circa 17 %, iar pentru obținerea unui moment echivalent, motorul cu turația de bază de 40 rot/min ar trebui să aibă o putere de circa 9 300 CP.

Considerînd că momentul maxim de lucru reprezintă 225 % din valoarea nominală, în cazul acționării cu două motoare de 7 000 CP, 0/30/60 rot/min, va rezulta un moment maxim disponibil de 750 tfm, iar în cazul acționării cu două motoare de 8 000 CP, 0/40/80 rot/min —

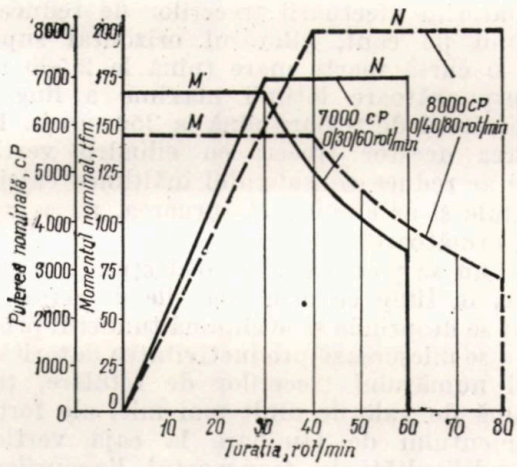


Fig. 7. Diagrama momentelor și puterilor nominale pentru un motor de 7 000 CP, 0/30/60 rot/min și un motor de 8 000 CP, 0/40/80 rot/min.

645 tfm. Știind că momentul de laminare are expresia $M = pbR\Delta h$ (p = presiunea specifică, b = lățimea materialului, R = raza cilindrilor,

Δh = reducerea de grosime) se va putea scrie relaţia :

$$\Delta h = \frac{M}{pbR}$$

Diferenţa de 105 tfm va permite o reducere medie suplimentară pe trecere de 17,3 mm pentru sleburi de 1 500 mm lăţime şi de 12,9 mm pentru sleburi de 2 000 mm lăţime, considerînd o presiune specifică medie de 6 kgf/mm² şi un diametru al cilindrilor de 1 350 mm. În felul acesta, la o reducere totală cu cilindrii orizontali de 700 mm şi o reducere medie pe trecere de 50 mm la slebul de 1 500 mm şi de 40 mm la slebul de 2 000 mm va rezulta teoretic micşorarea numărului de treceri cu circa 4 prin utilizarea motorului de 7 000 CP, 0/30/60 rot/min. Chiar dacă se ţine seamă de faptul că la ultimele treceri lucrîndu-se cu viteze mai ridicate, timpii maşină ar putea fi ceva mai mari în cazul acestui motor (care pentru turaţii mai mari de 35 rot/min are valori mai mici ale momentului decît motorul de 8 000 CP, 0/40/ /80 rot/min), pe ansamblu este evidentă influenţa favorabilă asupra productivităţii.

Tehnologia general acceptată de laminare la slebinguri universale constă în efectuarea primelor treceri pe cant, pentru reducerea lăţimii cu ajutorul cilindrilor orizontali. Numărul trecerilor din această fază este de 1—6, depinzînd de diferenţa dintre lăţimea lingoului şi cea a slebului ; numărul trecerilor este impar cînd răsturnătorul este amplasat în spate şi par cînd răsturnătorul este amplasat în faţă. Reducerea maximă pe trecere în această fază poate depăşi 100 mm, fiind limitată numai de unghiul de prindere, deoarece datorită valorii relativ mici a grosimii lingoului în raport cu lăţimea maximă, momentul de laminare nu limitează reducerea.

Datorită efectuării trecerilor de reducere a lăţimii pe cant, cilindrul orizontal superior are o cursă foarte mare (pînă la 2 500 mm), corespunzătoare lăţimii maxime a lingoului, şi o viteză de reglare pînă la 250 mm/s. Efectuarea acestor treceri cu cilindrii verticali, deşi ar reduce considerabil înălţimea cajei orizontale şi ar elimina răsturnarea, nu se aplică din următoarele motive :

— nu se poate asigura o desţunderizare eficace, în timp ce prin trecerile de refulare pe cant se desprinde şi se elimină ţunderul primar ;

— se micşorează productivitatea datorită măririi numărului trecerilor de refulare, ţinînd seamă de valorile mult mai mici ale forţei şi momentului de laminare la caja verticală ;

— dificultăţi la transportul lingourilor pe lat, deoarece deseori rămîn de la turnare îngroşări ale piciorului lingoului pe partea lată.

După efectuarea trecerilor de refulare pe cant, lingoul este răsturnat şi urmează faza a doua de laminare, constînd din reducerea grosimii cu ajutorul cilindrilor orizontali, cuplată cu controlul lăţimii cu ajutorul cilindrilor verticali. La trecerile orizontale se aplică reduceri de 30—100 mm, depinzînd de parametrii energetici ai laminorului, lăţimea slebului şi faza de laminare ; la aceleaşi valori ale parametrilor energetici, reducerea scade pe măsură ce lăţimea slebului creşte şi grosimea se micşorează.

În privinţa controlului lăţimii cu ajutorul cilindrilor verticali, tehnologia modernă se bazează pe aplicarea reducerilor în ambele sensuri. În trecut, la trecerile dinspre cilindrii orizontali spre cei verticali, aceştia erau desfăcuţi. În felul acesta la fiecare trecere prin cilindrii verticali trebuia eliminată lăţirea rezultată la două treceri orizontale — considerînd că diferenţa dintre lăţimea lingoului şi cea a slebului a fost complet eliminată la trecerile iniţiale pe cant —, ceea ce în cazul reducerilor mari aplicate la slebingurile moderne poate depăşi 50 mm. Din această cauză, în multe cazuri trebuie mărit numărul trecerilor verticali, ceea ce micşorează productivitatea. Un alt dezavantaj al acestei tehnologii constă într-un consum mărit de metal, datorită creşterii cantităţii de şutaje în urma prelungirii zonei cu deformaţie neuniformă.

La cele mai noi slebinguri americane (Middletown, Burns Harbor, Dearborn) s-a adoptat amplasarea cilindrilor verticali în faţa celor orizontali şi amplasarea răsturnătorului şi a postului de comandă în faţă. Această soluţie, pe lîngă eliminarea umflării marginilor slebului, asigură o vizibilitate bună şi o productivitate ridicată, deoarece prin transportul lingoului cu capul înainte atît la prima trecere, cît şi la prima trecere după răsturnare, lingoul intră între cilindri cu partea îngustă în faţă.

În tabela 2 sînt centralizate slebingurile universale puse în funcţiune după anul 1953, indicîndu-se şi caracteristicile principale ale cajei de laminare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lederer A. *Stadiul actual al turnării continue.* Lucrare de sinteză, M.I.M.—C.D.P.T., Bucureşti, 1973.

[2] Lederer A. *Determinarea formatelor optime de sleburi şi de lingouri pentru produse plate.* Metalurgia, nr. 5, 1968.

[3] Weber F. şi Rieskamp K. H. *Tieföfen und Stossöfen als Betriebsmittel des Walzwerkers an Hochleistungsstrassen.* Stahl und Eisen, nr. 18, 1969.

[4] Kalberkamp H. J. *Recent Developments in Slabbing Mills.* Iron and Steel Engineer, nr. 2, 1958.

[5] Zimmermann K. A. şi Weidtmann G. *Planung einer programmgesteuerten Universal — Brammenstrasse.* Stahl und Eisen, nr. 9, 1963.

[6] Kol J. *Technische Fortschritte bei den Einrichtungen der neuen Brammen—und Warmbreitbandstrasse in IJmuiden.* Stahl und Eisen, nr. 10, 1971.

[7] Korolyov A. A. *Mechanicescoe oborudovanie prokatnih ţehov.* Moscova, 1965.

[8] Telikov A. I. şi Ziuzin V. I. *Sovremennoe razvitie prokatnih stanov.* Moscova, 1972.

Ing. A. Lederer
Institutul de proiectări pentru laminoare—Bucureşti

Unele aspecte privind producerea și utilizarea fontelor cu grafit vermicular

CZ 669.131.7

Termenul de grafit vermicular G_v caracterizează separările de grafit care au un grad de compactitate mai mare decît cele lamelare dar mai mic decît cele nodulare. Cu alte cuvinte ocupă o poziție intermediară între grafitul lamelar și cel nodular, cu un raport între lungime și grosime L/g variind în limitele 10—2.

Fig. 1. Comparație între diferitele forme ale separărilor de grafit [1]:

a — grafit lamelar ($L/g > 50$); *b* — grafit vermicular ($L/g = 10 - 2$); *c* — grafit nodular ($L/g \simeq 1$).

O comparație între diferitele forme de grafit, obținute în piesele turnate, este prezentată în figura 1.

În literatura de specialitate această formă pseudolamelară a separărilor de grafit a căpătat diferite denumiri: grafit *P*, grafit *P*—441, grafit tip III etc. Pentru prima dată această formă a grafitului a fost semnalată în cazul obținerii fontelor cu grafit nodular, în condiții de modificare insuficientă.

În prezent, în literatura de specialitate s-a impus denumirea de *grafit vermicular* pentru principala formă de trecere, între cea lamelară și cea nodulară.

Caracteristici — proprietăți

S-a arătat anterior că grafitul vermicular ocupă o poziție intermediară între cel lamelar și cel nodular, din punct de vedere al formei. Este deci de așteptat ca și proprietățile mecanice să prezinte valori intermediare, determinate de faptul că grafitul are o mare influență asupra proprietăților fontelor.

Pentru exemplificare în tabela 1 sînt date, comparativ, proprietățile a trei categorii de fonte: cu grafit lamelar, vermicular (feritice) și nodular (feritice), în stare turnată [1]. Cele trei categorii de fonte au practic același carbon echivalent, situîndu-se în domeniul eutectic.

Din compararea datelor prezentate în tabela 1 se constată că fontele cu grafit vermicular posedă o serie de proprietăți mecanice (rezistența la tracțiune, limita de curgere, modulul de elasticitate, duritatea) comparabile cu cele nodulare (la aceeași structură feritică a masei metalice), deci mult superioare celor cu grafit lamelar.

Din punct de vedere al tenacității (exprimată prin suprafața de sub curba tensiune-deformație sau rezilință), fontele cu grafit vermicular se comportă, de asemenea, mult mai bine decît fontele cu grafit lamelar, dovedindu-se însă inferioare celor cu grafit nodular. Trebuie subliniat că în această privință prin valorile ridicate ale rezistenței la tracțiune și alungirii fontele cu grafit vermicular pot acoperi domenii de utilizare unde fontele cu grafit lamelar (nemodificate) nu pot fi folosite.

Tabela 1

Parametrii fontei	Forma grafitului		
	lamelară	vermiculară	nodulară
Grosimea de perete, mm	25	25	25
Compoziţia chimică, %			
carbon	3,61	3,61	3,56
siliciu	2,49	2,54	2,72
mangan	0,05	0,05	0,05
carbon echivalent	4,44	4,46	4,47
Grafit, %			
K (nodular)	0	< 5	80
L	0	< 5	20
P (vermicular)	0	95	0
A (lamelar)	100	0	0
Masa metalică de bază, %			
perlită	100	< 5	0
ferită	0	>95	100
Rezistenţa la tracţiune σ_r, daN/mm²	11,1	34,2	44,5
Limita de curgere $\sigma_{0,2}$, daN/mm²	—	26,1	29,0
Alungirea δ, %	—	6,7	25,3
Modulul de elasticitate E, daN/mm²	9 842	16 072	17 759
Duritatea HB	156	150	159
Rezistenţa (probe cu crestături), daJ/cm²			
+ 20°C	—	0,95	2,50
— 20°C	—	0,67	1,00
— 40°C	—	0,72	0,63
Rezilienţa (probe fără crestătură), daJ/cm²			
+ 20°C	0,2	3,27	18,0
— 20°C	—	2,70	15,1
— 40°C	—	2,72	12,4
Conductibilitatea termică, cal/cm·grd·s	0,101	0,085	0,078

Se constată, de asemenea, că din punct de vedere al conductibilităţii termice fontele cu grafit vermicular se dovedesc a fi superioare celor cu grafit nodular datorită formei separărilor de grafit, fapt ce le recomandă pentru turnarea pieselor solicitate atît mecanic, cît şi termic. Această proprietate a fontelor cu grafit vermicular a fost pusă în evidenţă în cazul lingotierelor [9], la care a fost determinată rezistenţa la şoc termic (exprimată prin numărul de cicluri încălzire-răcire pînă la apariţia primelor fisuri pe suprafaţa probelor).

Fonta destinată experimentărilor a prezentat compoziţia chimică: 3,2—3,4% C; 1,8—2,1% Si; 0,4—0,6% Mn; 0,2% P; 0,11—0,12% S, iar în structură avea circa 20—40% perlită. Fonta cu grafit vermicular, în afara proprietăţilor mecanice mai bune (cu 20% pentru σ_r şi 15% pentru σ_i), a avut o rezistenţă la şoc termic mai mare (fig. 2), ceea ce a determinat o durabilitate a lingotierelor cu 1,4—2 ori mai mare.

Aceleaşi proprietăţi superioare ale fontelor cu grafit vermicular sînt semnalate şi în alte lucrări apărute în ultimii ani [2], [3], [4], [5], [6], [7].

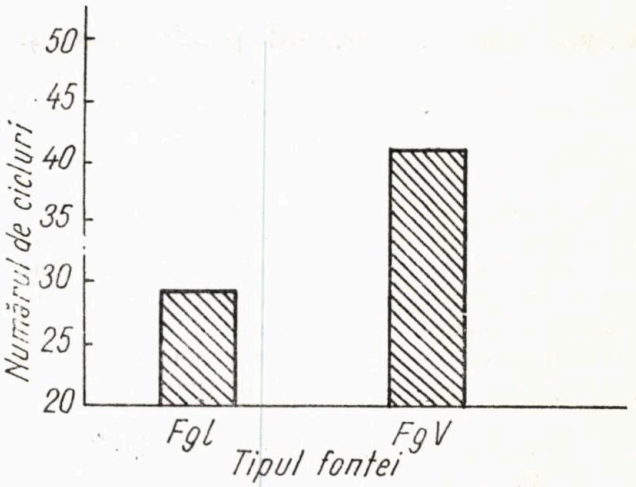


Fig. 2. Influenţa formei separărilor de grafit asupra rezistenţei la şoc termic a fontelor [9].

În stare turnată fontele cu grafit vermicular, nealiate, posedă următoarele proprietăţi mecanice: $\sigma_r = 35—45$ daN/mm²; $\delta = 2—4{,}5\%$; KCU = 2,0 daJ/cm²; HB = 163—170 [2], [5]. Prin alierea acestor fonte, în special cu nichel, vanadiu şi cupru, se ating valori ridicate pentru principalele proprietăţi mecanice: $\sigma_r = 50—60$ daN/mm²; $\delta = 1—2\%$; HB = 200—250 [1], [3], [8].

Piesele din fontă cu grafit vermicular se pot utiliza în stare turnată, în care caz prezintă proprietăţi mecanice ridicate.

Firma Steyer — Daimler — Puch AG (Austria), care produce piese din fontă cu grafit vermicular din anul 1969, recomandă totuşi un tratament termic [1] pentru siguranţa asigurării proprietăţilor mecanice ridicate menţionate. Acest tratament termic constă dintr-o menţinere de 3 h la 900°C, o răcire pînă la 550°C, o menţinere în cuptor 4 h şi apoi o răcire în aer. În acest caz se asigură pentru piesele cu grosimea de perete de 5—50 mm proprietăţile mecanice: $\sigma_r = 32{,}8—37{,}7$ daN/mm²; $\sigma_{0,2} = 26{,}0—30{,}5$ daN/mm²; $\delta = 3{,}5—7{,}8\%$; HB = 136—170.

Tabela 2

Grosimea peretelui, mm	Structura masei metalice, %		σ_r, daN/mm²	$\sigma_{0,2}$, daN/mm²	δ, %	HB
	Perlită	Ferită				
25	65	35	38,8	31,4	1,4	202
60	65	35	30,7	27,2	1,5	187
100	70	30	30,3	25,5	1,3	166

Trebuie remarcat faptul că în cazul fontelor cu grafit vermicular se obţine o structură uniformă pe secţiunea pereţilor pieselor, ceea ce duce la o variaţie redusă a proprietăţilor cu grosimea de perete. Acest lucru este ilustrat de datele din tabela 2, unde sînt indicate proprietăţile mecanice ale unor piese turnate, cu grosimi de perete diferite [1].

O mare importanţă are faptul că, din punct de vedere al proprietăţilor de turnare, fontele cu grafit vermicular se dovedesc a fi mult superioare fontelor cu grafit nodular, nedeosebindu-se practic, din acest punct de vedere, de fontele cu grafit lamelar, de aceeaşi compoziţie chimică.

O problemă care a ridicat destule semne de întrebare la producerea fontelor cu grafit vermicular este tendinţa de formare a golurilor de contracţie. Pentru elucidarea acestei probleme au fost turnate piese (pistoane) din trei categorii de fonte [1]: fonta cu grafit lamelar (σ_r = 30,7 daN/mm², $\delta = 0$); fonta cu grafit vermicular (σ_r = 35,9 daN/mm², δ = 5,0%) şi fonta cu grafit nodular (σ_r = 39,7 daN/mm², δ =17,9%). Din analiza rupturii pieselor turnate s-a constatat că tendinţa de formare a golurilor de contracţie în cazul fontelor cu grafit vermicular este mult mai mică decît la fontele cu grafit nodular, fiind doar ceva mai mare faţă de fontele cu grafit lamelar.

Producerea fontelor cu grafit vermicular

Grafitul vermicular, ca formă intermediară între grafitul lamelar şi cel nodular, se obţine printr-o modificare incompletă, adică fără să se ajungă la forma nodulară.

Fontele iniţiale, supuse modificării, au gradul de saturaţie ridicat (S_c = 0,95—1,05). Nemodificate, ele ar cristaliza în sistemul stabil ca fonte cenuşii (curba *1*, fig. 3). Prin modificare, fontele cristalizează la o subrăcire mai mare, dar tot în sistemul stabil (curba *2*, fig. 3).

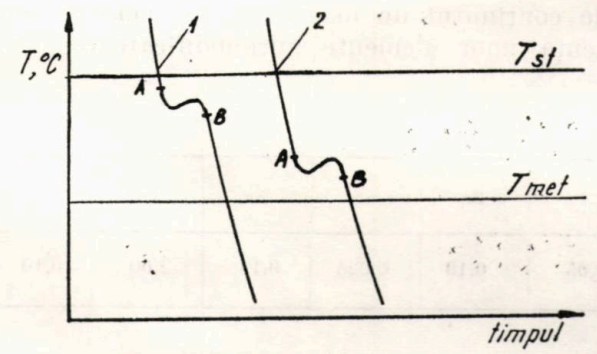


Fig. 3. Influenţa modificării asupra temperaturii de cristalizare în cazul obţinerii fontelor cu grafit vermicular [14]:
curba *1* – fontă iniţială (nemodificată);
curba *2* – fontă modificată (cu grafit vermicular);
A – începutul cristalizării eutectice;
B – sfîrşitul cristalizării eutectice.

Pentru obţinerea fontelor cu grafit vermicular literatura de specialitate indică mai multe categorii de modificatori. Se constată însă că rezultate deosebite se obţin prin modificarea fontelor cu ajutorul elementelor din categoria pămînturilor rare [1], [2], [4], [5], [6], [9]. Principala acţiune a acestor adaosuri în fonta lichidă este aceea de desulfurare, dezoxidare şi de micşorare a conţinutului de azot.

O serie de date cu privire la formarea oxizilor, sulfurilor şi nitrurilor a cîtorva din elementele pămînturilor rare sînt prezentate în tabela 3, comparativ cu alte elemente existente în compoziţia fontei [5].

La temperatura proceselor metalurgice, acţiunea desulfurantă, dezoxidantă şi de micşorare a conţinutului de azot a elementelor pămînturilor rare este deosebit de ridicată (tabela 3),

Tabela 3

Metal	Sulfuri		Oxizi		Nitruri	
	Formula	−H 298, kcal/mol	Formula	−H 298, kcal/mol	Formula	−H 298 k cal/mol
Lantan	La_2S_3	351	La_2O_3	457	LaN	72
Ceriu	CeS	118	CeO	233	—	—
	Ce_2S_3	421	Ce_2O_3	445	CeN	78,2
Neodim	Nd_2S_3	283	Nd_2O_3	442	—	—
Fier	FeS	28	Fe_2O_3	195	Fe_2N	3
Aluminiu	Al_2S_3	168	FeO	64	AlN	60
			Al_2O_3	393		
Magneziu	MgS	84	MgO	144	—	—
Mangan	MnS	48	MnO	33,2	MnN	31
Calciu	CaS	129	CaO	151	Ca_3N_5	105
Titan	TiS	52	TiO_2	218	TiN	80
Zirconiu	ZrS	—	ZrO_2	258	ZrN	82

produsele acestor reacţii avînd temperaturi de topire şi greutăţi specifice relativ ridicate. Astfel, în cazul ceriului [4], temperatura de topire a sulfurilor este mai mare de 1 840°C, iar greutatea lor specifică este de 5,2—5,9 g/cm³. Acelaşi lucru se constată şi în cazul oxizilor de ceriu, cu temperatura de topire de 1 965°C şi γ = 6,80 g/cm³.

Prin acţiunea puternică de desulfurare, dezoxidare şi de micşorare a conţinutului de azot al fontei lichide, adaosul de pămînturi rare asigură condiţiile necesare pentru cristalizarea fontei cu grafit compact. Deosebit de eficace din acest punct de vedere se dovedesc a fi ceriul şi neodimul, cel mai utilizat fiind ceriul. Astfel, datele existente în literatura de specialitate indică posibilitatea obţinerii fontelor cu grafit vermicular prin modificarea cu cantităţi reduse de elemente aparţinînd pămînturilor rare [1], [4], [6], [9] sau în cazul cînd acestea fac parte dintr-un prealiaj complex, alături de alte elemente [5].

Cîteva din rezultatele obţinute în această direcţie sînt prezentate în tabela 4.

Compoziţia prealiajelor complexe, pe bază de pămînturi rare, este dată în tabela 5.

Tabela 4

Adaosul	Conținutul de sulf, %		Forma grafitului	Observații
	inițial	final		
0,2% mischmetal	0,036	0,015	vermicular	
0,035% FeCe	0,05	0,008	vermicular	σ_i = 49,8 daN/mm^2 f = 3,93 mm HB = 193
0,67% feroceriu mischmetal	0,076	0,014	vermicular	σ_r = 38,2 daN/mm^2 δ = 4,6%; HB = 161
0,5—0,7% prealiaj *	0,04	0,009	vermicular	σ_r = 38—45 daN/mm^2 δ = 2,5—4,5% HB = 163—170

* Compoziția prealiajelor complexe, pe bază de pămînturi rare (tabela 4) este indicată în tabela 5.

Tabela 5

Prealiajul	Pămînturi rare, %				Si, %	Al, %	Ca, %	Fe, %
	Ce	La	Nd	alte elemente				
Silicolantan	3	24	1	2	45—55	3—5	2—4	10—15
Silicomischmetal	16	8	4	2	45—55	3—5	2—4	10—15

Se consideră că din punct de vedere economic este mai avantajoasă utilizarea pămînturilor rare sub formă de prealiaje complexe.

Trebuie subliniat faptul că, indiferent sub ce formă se introduc aceste elemente în fontă, trebuie asigurat un conținut cît mai mic de sulf în fonta inițială (tabela 6).

Tabela 6

Conținutul de sulf, %	0,003	0,012	0,033	0,076	0,132	0,160
Consumul de ceriu—mischmetal, %	0,05	0,10	0,25	0,67	1,05	1,20

Deoarece consumul de pămînturi rare este ridicat în cazul unor fonte cu conținut mai mare de sulf, utilizarea acestora este economică numai în cazul modificării fontelor sintetice, elaborate în cuptoare cu inducție. În acest caz se poate realiza o fontă cu un conținut de sulf (de 3—4 ori) și de oxigen (de cca. 2 ori) mai scăzut decît în cazul elaborării în cubilou, ceea ce determină un consum de modificator mai mic de aproximativ 2 ori.

Avînd în vedere aceste considerente, pentru obținerea fontelor cu grafit vermicular se utilizează și alți modificatori. În general se recomandă folosirea concomitentă a unor elemente cu acțiune nodulizantă (Mg, Ce) și antinodulizantă (Ti, Al, Zr, Sb, Sn, Cu, V, Pb, Bi etc.).

Influența antinodulizantă a principalelor elemente este în general cunoscută din practica obținerii fontelor cu grafit nodular, impunîndu-se anumite limite pentru acestea [11], [12], [13]. Astfel, după [12] limitele admise în fontele cu grafit nodular sînt cele indicate în tabela 7.

În figura 4 este dată variația cantității de grafit nodular și lamelar (vermicular), în funcție de conținutul de magneziu remanent și prezența unor elemente antimodificatoare [11].

Tabela 7

Elementul	Pb	Bi	Ti	Al	V	Zr	Sb	Sn	Cu	As
Valoare, %	0,002	0,003	0,08	0,08	0,05	0,10	0,025	0,13	2,00	0,10

Acțiunea combinată a acestor elemente poate fi exprimată cu ajutorul relației:

$$A = 4{,}4\ Ti + 2{,}0\ As + 2{,}3\ Sn + 5{,}0\ Sb + 290\ Pb + 370\ Bi + 1{,}6\ Al \quad [12]$$

La fontele cu grafit nodular valoarea coeficientului A trebuie să fie mai mică decît unitatea la o dispersie maximă de $\pm 0{,}1$.

În componenţa adaosurilor modificatoare intră de regulă magneziu (ceriu) şi unul sau mai multe din elementele prezentate în tabela 7.

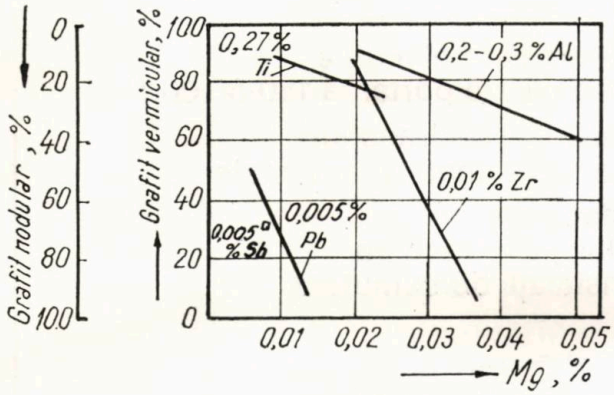


Fig. 4. Influenţa conţinutului de Mg_{rem} şi a elementelor antimodificatoare asupra proporţiei de grafit nodular şi vermicular din fontele modificate [11].

Modificarea pentru obţinerea fontelor cu grafit vermicular este urmată de obicei de o postmodificare, realizată cu 0,3—0,5% FeSi.

Efectul de modificare este instabil în timp şi în cazul producerii fontelor cu grafit vermicular, din care cauză turnarea trebuie să aibă loc la max. 10—12 min după modificare.

Utilizarea fontelor cu grafit vermicular

Se poate considera că fontele cu grafit vermicular se pot utiliza acolo unde proprietăţile fontelor cu grafit lamelar sînt insuficiente, iar cele ale fontelor cu grafit nodular şi maleabile nu sînt imperios necesare. Aceasta deoarece tehnologia de obţinere este mai simplă şi preţul de cost mai scăzut. În medie preţul de cost al pieselor turnate din fontă cu grafit vermicular este cu 20% mai scăzut decît al celor din fontă maleabilă neagră şi cu 25% faţă de fonta cu grafit nodular feritică.

Caracteristicile mecanice ridicate, valoarea conductibilităţii termice, capacitatea de amortizare a şocurilor şi proprietăţile de turnare

Tabela 8

Modificare *	σ_r, daN/mm²	$\sigma_{0,2}$, daN/mm²	δ, %	Sulf iniţial, %	Carbon echivalent, C_e, %
0,05% PR + 0,058% V + + 0,17% Ti	47,7	35,8	4,3	0,003	4,46
0,05% PR + 0,40% V + + 1,13% Cu	53,3	42,4	1,8	0,003	4,48
0,05% PR + 0,28% Ti + + 1,04% Cu	45,0	36,3	5,3	0,003	4,58
1,39% Zr	—	—	—	0,004	4,54
0,016% Mg + 0,35% Ti	31,5	—	2,8	0,02	4,07
0,01 — 0,04% Mg + +0,2 — 0,3% Al + (0,01% Zr)	41,0	—	4,0	0,02	4,35
0,01 — 0,04% Mg + + 0,001 — 0,01% Ce + + 0,2 — 0,5% Ti	35,0	—	3,5	0,02	4,3

* PR — pămînturi rare.

Acţiunea modificatoare a diferitelor combinaţii de elemente este prezentată în tabela 8 [1], [10], [13], [14].

De remarcat faptul că în cazul producerii fontelor cu grafit nodular numai cu calciu (fără magneziu), titanul în combinaţie cu cuprul are un efect contrar de asigurare a nodulizării complete a separărilor de grafit [7]. Astfel, la un conţinut de 1,6% Cu şi 0,23% Ti a fost obţinut un grafit perfect nodular.

bune fac ca fonta cu grafit vermicular să întrunească principalele caracteristici superioare atît de la fontele cu grafit lamelar, cît şi de la cele cu grafit nodular. Din această cauză posibilităţile de utilizare a pieselor turnate din fontă cu grafit vermicular sînt numeroase. Din acestea se pot aminti : lingotiere, blocuri de cilindri de motor, tamburi de frînă, batiuri de maşini-unelte, cartere, calandrii pentru industria poligrafică, diferite piese pentru automobile şi tractoare etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sissener J. ş.a. *Der Einsatz des Werkstoffes mit Vermiculargraphit aus technischer und wirtschaftlicher Sicht.* Giesserei-Rundschau, nr. 6, 1972, p. 59—65; AFS—Cast Metals Research Journal, 1972, p. 178—181; Liteinoe Proizvodstvo, nr. 8, 1973, p. 26—29.

[2] Kogan L. B. *Problemi tehnologhii plavki sinteticescovo ciuguna.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 8, 1973, p. 24—26.

[3] Jucov A. A. ş.a. *Kompleksnie modificatori dlia polucenia leghirovannovo ciuguna s şaravidnim i vermiculiarim grafitem.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 6, 1973, p. 17—19.

[4] Milman B. S., Klacinev N. I. şi Zaharov A. P. *Vlianie silicocalţia i RZM na structuru ciuguna.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 8, 1972, p. 23—24.

[5] Ivanov D. P. ş.a. *Perspectivi ispolzovania redkozemelnih elementov v proizvodstve sinteticescovo ciuguna.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 8, 1972, p. 24—28.

[6] Suhodolscaia E. A. *Roli molih dobavok ţenia pri Kristallizaţii ciuguna.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 5, 1973, p. 36—37.

[7] Thury W. *Effect of small Ti and Cu additions an Mg-free nodular graphite Cast Iron.* AFS Cast Metals Journal, 1970, p. 163—166.

[8] Schelleng R. D. *Effect of Certain Elements an the Form of Graphite in Cast Iron.* Modern Casting, 1967, p. 30—38.

[9] Sumţov V. F., Nemirovskii R. G. şi Detocika N. N. *Vlianie malih debavok Mg i Ce na Svoistva ciuguna izlojnif.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 6, 1973, p. 42—43.

[10] Schelleng R. D. *British Patent,* nr. 1.069.058 *Aplication and filing date, 26 aprilie 1966,* U.S.A., mai, 1965). Brevet d'invention nr. 1.480.448-France délivré à la Société dite International Nichel Limited, résidante en Grande-Bretagne.

[11] Lux B. *Zur Theorie der Bildung von Kugelgraphit im Gubeisen.* Giesserei Forschung, 1970, p. 65—80.

[12] Thielmann Th. *Zur Wirkung von Spurenelementen im Gubeisen mit Kugelgraphit.* Giessereitechnik, nr. 1, 1970, p. 16—24.

[13] Htun K. M. *Nucleation and neo-eutectic growth of spheroidal graphite in Cast Irons.* AFS Cast Metals Researchs Journal, 1970, p. 5—10.

[14] Sofroni L. şi Ştefănescu D. M. *Fonte modificate cu proprietăţi superioare.* Bucureşti, Editura tehnică, 1971.

Ing. I. Ripoşan şi ing. I. Chira

Institutul politehnic — Bucureşti

STAHL

livrează:

Elevatoare electrice
capacitate portantă 150-50.000 kgf

Instalaţii de transport
semiautomate şi automate

Macarale

Utilaje de macara

Instalaţii de cumutare

. . . livrabile şi în
execuţie antiexplosivă

R. STAHL D 7000 Stuttgart 1 BRD
Postfach 399, Ulmer Str. 231-239
Telefon 07 11/33 75 81
Telex 07 23 818

Influența compoziției chimice a tablelor navale de bază și a celor din oțel inoxidabil de placare asupra comportării bimetalului rezultat

Dezvoltarea vertiginoasă, din ultimii ani, a industriei construcțiilor navale atît pe plan mondial, cît și în țara noastră, impune cunoașterea noilor materiale folosite în acest domeniu, mai ales sub aspectul rezistenței la coroziune. Un astfel de material este tabla din oțel placată cu oțel inoxidabil, folosită atît în industria construcțiilor navale, cît și în industria chimică și petrochimică, industria alimentară etc. [1].

În ultimul timp tablele navale placate cu oțel inoxidabil au fost folosite în construcția diferitelor nave, destinate transportului produselor chimice, petroliere și alimentare, ca de exemplu: Methane Pioner (prima navă realizată din tablă placată), Alchimist, Dutch-Master, Ciudad de Bogada etc. [1].

În scopul utilizării corecte a tablelor placate este necesară cunoașterea influenței compoziției chimice a materialului de bază și a celui de placare asupra comportării materialului rezultat cu atît mai mult, cu cît proprietățile zonei de aderență sînt determinate de efectele fenomenului de difuziune a elementelor chimice conținute în materialul de bază și în cel de placare.

Compoziția și influența elementelor chimice ale oțelurilor de bază

Oțelul de bază St4S naval. În prezent oțelul carbon pentru construcții navale se livrează conform GOST 5521—67, care prevede utilizarea mărcii de oțel carbon St4S cu compoziția chimică prezentată în tabela 1.

Tabela 1

%							
C	Si	Mn	S max.	P max.	Cr	Ni	Cu
0,18—0,27	0,12—0,35	0,4—0,7	0,05	0,05	—	—	—

Obs.: Oțelul poate conține pînă la 0,3 % Cr, pînă la 0,3% Ni și pînă la 0,4% Cu.

În practică se adoptă și alte procente de siliciu ca, de exemplu, 0,12—0,20% Si [12] etc.

Pentru oțelul calmat, limita inferioară a conținutului de mangan nu se reglementează.

Limita superioară de carbon din oțelurile moi, aparținînd aceleiași grupe, este de 0,18% (Reg. Italian); 0,20% (norma Lloyd); 0,23% (Biroul American).

Creșterea conținutului de carbon peste 0,22% nu este recomandabilă deoarece favorizează apariția fisurilor la cald în cordoanele sudate.

Oțelul carbon, care a fost singurul material folosit în construcțiile navale, în prezent este înlocuit, în parte, cu oțeluri slab aliate; cu toate acestea el păstrează o pondere însemnată în acest sector.

Pentru corpul navelor, registrele admit, începînd cu 1954, numai oțeluri carbon calmate, datorită tendinței mai reduse la ruperi fragile și la îmbătrînirea mecanică în comparație cu oțelurile necalmate.

Oțelul de bază 09G2 naval. Pentru oțelurile slab aliate din a căror grupă face parte și 09G2, în literatură se găsesc informații privind compoziția chimică, starea de livrare, caracteristicile mecanice ale acestora; ele sînt folosite în construcțiile navale din S.U.A., Anglia, R. F. Germania, Franța, Italia, Austria, Japonia (datele sînt foarte puține și incomplete) [13]. Se observă totuși că, în ultimii ani, se fac vaste cercetări privind fabricarea oțelurilor de calitate superioară, ca urmare a necesității stringente de a utiliza astfel de oțeluri și la construcții navale.

În prezent, în legătură cu dezvoltarea construcțiilor de nave maritime, este deosebit de actuală problema introducerii oțelurilor slab aliate, de rezistență ridicată, în locul oțelurilor carbon. Aceasta stimulează nu numai economia de oțel, dar și reducerea greutății corpului și, prin urmare, îmbunătățirea indicilor tehnico-economici ai vasului [3].

Avînd în vedere, pe de o parte, sudabilitatea insuficientă și proprietățile nesatisfăcătoare ale oțelului carbon pentru corp din mărcile St3S și St4S, cît și faptul că acestea impun grosimi excesive, limitînd întrebuințarea lor în construcții navale, iar, pe de altă parte, faptul că grupa de oțeluri navale aliate, alcătuită din mărcile SHL—1, SHL-4, MS-1, cu o limită de curgere de 350—400 N/mm², consumă elemente de aliere scumpe, deficitare, a apărut necesitatea folosirii unui oțel cu sudabilitate bună, ieftin și care să nu conțină elemente deficitare. Acestui oțel i se cere o limită de curgere de cel puțin 250 N/mm², o rezistență superioară la rupere fragilă față de cea a oțelului St4S și, de asemenea, o rezistență mai bună la coroziune,

Un asemenea oţel din marca 09G2 slab aliat a fost propus de către G. I. Margolih; compoziţia chimică (%) a acestuia, după GOST 5058—65, este prezentată în tabela 2.

Tabela 2

%							
C	Si	Mn	S max.	P max.	Cr	Ni	Cu
0,12	0,17—0,37	1,4—1,8	0,04	0,035	0,3	0,3	0,3

Oţelul 09G2 prezintă proprietăţi mecanice satisfăcătoare şi o sudabilitate bună prin stabilirea raportului Mn/C la o valoare $\geqslant 2{,}5$.

Limita superioară a conţinutului de carbon al oţelului 09G2, cu calităţi superioare de sudabilitate, plasticitate şi rezistenţă, este stabilită la 0,12%, deoarece de conţinutul de carbon depinde, în primul rînd, călibilitatea oţelului şi tendinţa la fisurare în zona de influenţă termică etc.

Deci, particularitatea deosebită a oţelurilor slab aliate este conţinutul redus de carbon şi alierea cu elemente, a căror sumă să nu depăşească 2,5—3%. Ca elemente de aliere cel mai curent folosite sînt Mn, Si, Ni, Cr, Cu.

La elaborarea oţelurilor de mai sus adeseori se adaugă Al, Mo, V, Ti, Ta, Nb.

Oţelul 09G2 se livrează sub formă de table laminate la cald, în grosimi de 4—20 mm, iar după călire şi o revenire înaltă, în grosimi de 21—30 mm [4].

Influenţa elementelor chimice

În condiţiile unei elaborări corecte elementele care alcătuiesc compoziţia chimică a oţelului de bază şi a celui de placare pot fi menţinute la un nivel constant în limitele prevăzute. În stratul de aderenţă procentajul acestor elemente, ca urmare a apariţiei fenomenului de difuzie, variază foarte mult şi, anume, carbonul şi fierul difuzează din stratul de bază în stratul de placare, iar cromul şi nichelul, din stratul de placare în stratul de bază. De aceea se impune analizarea influenţei elementelor chimice asupra proprietăţilor tablelor placate sub aspectul variaţiei lor în stratul de aderenţă.

C a r b o n u l. La oţelul 09G2 conţinutul de carbon se limitează prin norme numai în ceea ce priveşte limita superioară pentru asigurarea sudabilităţii [5].

Carbonul influenţează caracteristicile mecanice ale oţelurilor carbon navale, în stare laminată la cald, după cum rezultă din figura 1 [14]. Din aceste curbe se constată că oţelul carbon obişnuit nu poate fi utilizat ca oţel de înaltă rezistenţă, care să aibă în stare laminată la cald $\sigma_c = 35 - 40$ kg/mm². Un astfel de oţel trebuie să conţină cel puţin 0,5% C (dar acest oţel ar avea $\sigma_r = 70$ kg/mm², care este mult prea ridicată; $\delta_{10} = 10 - 14\%$, deci alungirea specifică prea redusă, şi gîtuire defavorabilă $\psi = 30 - 35\%$, la o rezilienţă KCU $+ 20° = 3 - 4$ kgm/cm²).

În urma numeroaselor încercări pe oţelul 09G2 a rezultat că rezilienţa depinde în măsură mai mică de conţinutul de carbon şi mangan.

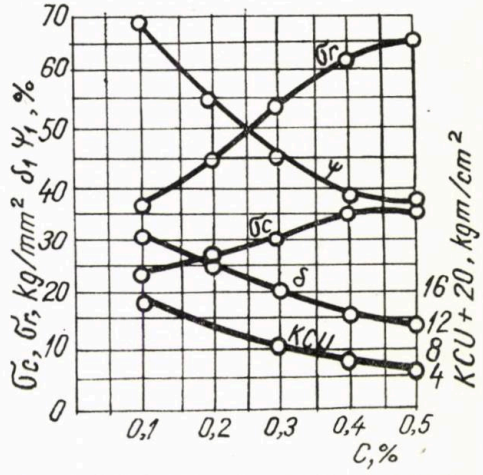


Fig. 1. Caracteristicile mecanice medii ale oţelurilor carbon navale în stare laminată la cald, funcţie de conţinutul de carbon.

De mare importanţă practică este influenţa carbonului asupra călibilităţii oţelului.

În figura 2 este dată rezistenţa la rupre a diverselor oţeluri carbon călite în apă.

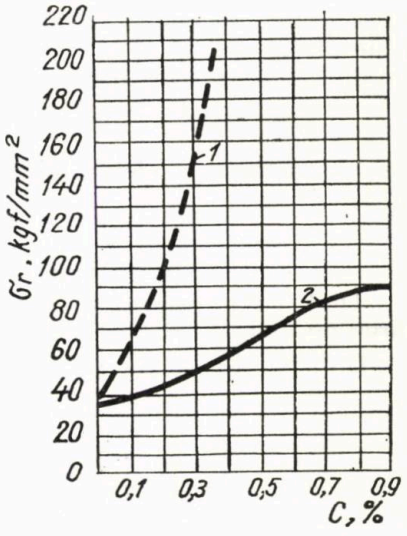


Fig. 2. Variaţia lui σ_r la călire (*1*) şi recoacere (*2*), funcţie de conţinutul de carbon în oţel.

S i l i c i u l, în anumite cantităţi prescrise, măreşte rezistenţa la rupere a oţelului laminat la cald cu 1 kg/mm² pe fiecare zecime de procent de siliciu, iar limita de curgere creşte o dată cu mărirea procentului de Si; de asemenea creşte raportul σ_c/σ_r. În schimb scade plasticitatea oţelului.

M a n g a n u l. Mărirea conţinutului de mangan duce la îmbunătăţirea calităţii oţelului, în

special la creşterea rezilienţei. Din acest motiv unele registre de clasificare (ex. Lylod's Register) au introdus un nou criteriu pentru aprecierea rezilienţei şi, anume, raportul dintre mangan şi carbon, care nu trebuie să fie mai mic de 2,5. Rezultă deci că se reglementează conţinutul de mangan în funcţie de cel al carbonului.

Făcînd o comparaţie între oţelurile slab aliate navale americane şi engleze rezultă că oţelurile americane conţin mai puţin mangan decît cele engleze.

O dată cu creşterea procentului de mangan creşte şi rezistenţa la rupere cu 1,2—1,25 kg/mm² pe fiecare 0,1%; de asemenea creşte limita de curgere. Deci crescînd conţinutul de mangan scade raportul σ_c/σ_r.

În ceea ce priveşte influenţa manganului asupra fragilităţii oţelului părerile sînt împărţite. Cei mai mulţi autori subliniază influenţa pozitivă a acestuia. Un conţinut de Mn de 0,6—0,7% în oţelul St4S şi de 1—1,8% Mn în oţelul 09G2 conferă acestora o structură fină, rezilienţă ridicată şi sudabilitate bună [6]. Unii autori arată că Mn are şi acţiuni defavorabile, provocînd, în anumite limite, o creştere a grăuntelui de austenită la încălzire.

S u l f u l, în cantităţi ce nu depăşesc normele din GOST pentru oţelurile St4S, practic nu influenţează caracteristicile mecanice ale acestora, în special cînd procentul de mangan este la limita superioară. În schimb, în ceea ce priveşte aderenţa straturilor placate ea este micşorată de prezenţa sulfului deoarece duce la formarea de fisuri la cald.

F o s f o r u l. Depăşirea cantităţii de fosfor peste cantitatea admisă favorizează fragilizarea la rece a oţelului.

Unii cercetători [12] au arătat că fosforul are o influenţă mai redusă în condiţiile scăderii conţinutului de carbon, dacă oţelul are structura fin granulată şi dacă regimul de laminare se termină la temperatură de peste 900°C, iar răcirea materialului după laminare se face rapid. Fosforul are un rol destul de important în fenomenul fragilităţii la rece a oţelului. Există o segregaţie netă a fosforului la limita grăunţilor, conţinutul acestuia (P) putînd fi de 50 ori mai mare decît în interiorul grăuntelui, producînd un fenomen de fragilitate intergranulară [15].

A l u m i n i u l. O serie de cercetători au ajuns la concluzia că adaosul de aluminiu în proporţie de 1 kg la tona de oţel lichid, dezoxidat în prealabil cu ferosiliciu, este absolut necesar pentru oţelurile folosite în construcţii navale, adaos care asigură oţelului o structură granulară fină [16].

Oţelurile cu granulaţie fină, bine dezoxidate cu aluminiu, sînt cu mult mai rezistente la ruperi fragile, la îmbătrînire mecanică şi termică, în comparaţie cu oţelul calmat obişnuit.

De aceea, în ultimul timp, se iau măsuri de îmbunătăţire a oţelului carbon prin dezoxidarea cu aluminiu, titan, vanadiu, niobiu etc., care leagă azotul sub formă de nitruri.

Faptul că aluminiul conferă oţelului o granulaţie extrafină este explicat, de majoritatea autorilor, ca fiind o urmare a prezenţei nitrurilor şi aluminei, care joacă rolul centrilor de cristalizare şi recristalizare. Particulele de Al_2O_3, care se formează în urma dezoxidării oţelului, au un grad de dispersie foarte ridicat.

T i t a n u l. Adaosurile de titan sînt folosite în proporţie de 0,04%; titanul se consumă aproape total pentru dezoxidare şi formare de nitruri.

V a n a d i u l, ca şi titanul, adăugat în cantităţi mici, îmbunătăţeşte calitatea oţelului şi caracteristicile de rezistenţă.

Pentru a asigura comportarea bună la deformarea la rece a oţelurilor carbon, conţinutul de Cr şi Ni din acestea nu trebuie să depăşească 0,3%. Lucrările efectuate pînă în prezent au arătat că tendinţa pentru îmbătrînire mecanică, în cazul unei compoziţii chimice identice, este legată de particularităţile metalurgice de la elaborarea oţelului.

Se constată că îmbătrînirea este condiţionată de conţinutul diferit de oxigen şi azot în oţel şi de formele diferite ale repartizării lor interfazice. De aici rezultă că măsura principală pentru combaterea îmbătrînirii mecanice este dezoxidarea bună a oţelului la elaborare.

Fenomenele de îmbătrînire sînt influenţate de difuziunea azotului şi carbonului, precum şi de difuziunea oxigenului în fier α (în soluţiile saturate de ferită). În prezent majoritatea metalurgiştilor consideră că îmbătrînirea s-ar datora în primul rînd azotului necombinat în nitruri stabile.

Compoziţia şi influenţa elementelor chimice ale oţelului de placare

Sînt indicate următoarele compoziţii ale oţelurilor de placare [17]:

— oţeluri: OCr13 (EI 496); Cr17Ni13M2Ti; Cr17Ni13M3Ti; OCr17Ni16M3Ti; Cr18Ni9Ti; OCr18Ni10Ti; 1Cr18Ni9Ti; OCr18Ni12Ti; OCr23Ni28M2Ti; GOST 5632—51;

— oţeluri AKIW (CSN 17.021) şi AKVS (CSN 17.246);

— oţeluri rezistente la coroziune — oţeluri inoxidabile martensitice şi austenitice, seria de oţeluri „remanit", serii similare de oţeluri „Krupp V.A.", oţeluri refractare Thermax „Sicronal", oţeluri rezistente la uzură cu 12% Mn;

— oţeluri rezistente la coroziune aliate cu Cr, Cr-Ni, Cr-Ni-Ti, Cr-Ni-Nb, Cr-Ni,V, Cr-Mn, Cr-Mo etc.;

— oţeluri inoxidabile feritice şi austenitice cu 13%Cr, de tipul 18/8 (18% Cr şi 8% Ni) normale, cu Mo şi stabilizate cu Ti;

— oţeluri pentru unelte agricole (0,6% C, 0,25% Si, 1% Mn) oţel pentru pile duplex (1,2 — 1,5%C, 0,25%Si, 0,3 — 0,5% Mn, 0,35 — 1,5% Cr);

— oţeluri pentru cuţite G.A.S. şi H.V.G. (GOST 5950—51), SH 15 (GOST 801—47).

În construcţiile navale stratul de placare folosit este în general din oţel 1Cr18Ni9Ti [18].

Oţelurile inoxidabile pe lîngă rezistenţa la coroziune trebuie să mai posede proprietăţi mecanice corespunzătoare condiţiilor în care lucrează şi să fie sudabile.

Oţelul de placare 1Cr18Ni9Ti are compoziţia chimică prezentată în tabela 3.

Alte oţeluri pentru placare, asemănătoare cu cele de mai sus, sînt de exemplu cele din tabela 4 [8].

Influenţa elementelor chimice

C r o m u l. Oţelul inoxidabil trebuie să conţină cel puţin 12% crom, întrucît acest element permite formarea la suprafaţa oţelului a unei pelicule stabile de oxid, care apără oţelul de degradări.

Oţelul aliat cu 12—14% crom este cel mai ieftin, nu este însă suficient de rezistent la coroziune în unele substanţe agresive, mai ales în acid azotic şi apă de mare.

Pentru a-i mări rezistenţa la coroziune cantitatea de crom trebuie să crească la 17—20%.

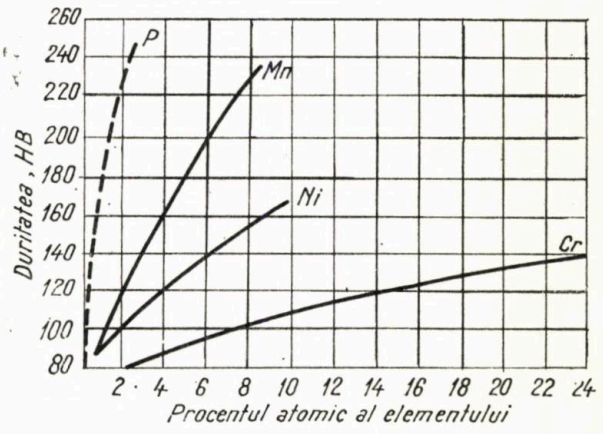


Fig. 3. Influenţa elementelor de aliere asupra durităţii feritei.

Influenţa Cr, Ni şi P asupra durităţii feritei este dată în figura 3.

Influenţa conţinutului de crom şi nichel asupra structurii oţelurilor crom-nichel cu circa 0,2% C, în stare călită în apă de la 1 050°C, este dată în diagrama Maurer (fig. 4).

N i c h e l u l. Oţelul inoxidabil aliat numai cu crom nu rezistă în unele medii acide, unde

Tabela 3

	Marca oţel	%							
		C	Si	Mn	Cr	Ni	Ti	S max.	P max.
GOST 5632—51	1 Cr 18 Ni 9 Ti	0,12	0,8	2	17—20	8—11	(C—0,03)·5 pînă la 0,8	0,030	0,035
STAS 3583—64	10 TNC 180	max. 0,21	max. 0,8	max. 2	17—19	8—9,5	0,02—0,70 *		

*/ Conţinutul de titan va fi aproximativ de 5 ori conţinutul de carbon care nu este în soluţie în ferită.

Tabela 4

Marca oţel	%							
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Ti	S	P
Englez 58 B	0,08	0,08	0,08	18	9	0,5	—	—
American 321	max. 0,8	max. 1	max. 2	17—19	9—12	Ti = 5 × %C	max. 0,03	max. 0,045
DIN 17 007 × 10 CrNiTi 18/9 nr.4541 folosit Phoenix — Rheinrohr	0,10	1,0	2,0	18	10	Ti = 5 × %C	—	—

pasivizarea nu se mai produce (de exemplu, în acidul clorhidric şi sulfuric, acizi frecvent transportaţi naval). În schimb nichelul rezistă mai bine decît fierul şi cromul la acţiunea acizilor

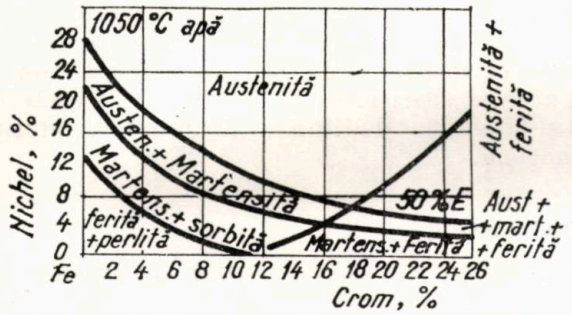


Fig. 4. Diagrama structurală a oţelurilor crom-nichel (diagrama Maurer extinsă).

neoxidanţi (în special acidul sulfuric), fiind mai stabil din punct de vedere termodinamic (are potenţialul de electrod mai ridicat). Conţinutul mai ridicat de nichel are o contribuţie importantă la stabilitatea austenitei. Nichelul măreşte rezilienţa, în special, sub 0°C [19].

Carbonul. Tendinţa de coroziune intercristalină este determinată, în primul rind, de conţinutul de carbon. Dacă există o cantitate de 0,06% carbon, oţelurile de mai sus devin sensibile la acest tip de coroziune [9].

Creşterea cantităţii de carbon peste această cifră duce la o şi mai mare accentuare a tendinţei la coroziune intercristalină [10].

În figura 5 sînt redate curbele cinetice ale proceselor care fac ca oţelul austenitic de tip

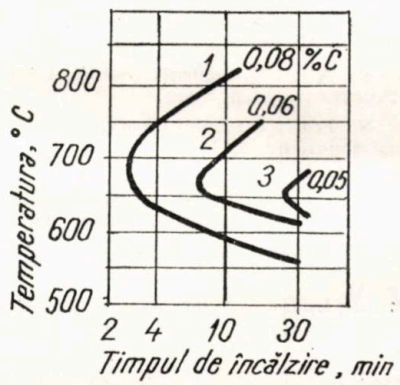


Fig. 5. Influenţa concentraţiei carbonului în oţel 18—8 asupra raportului susceptibilităţii la coroziune intercristalină.

18—8 să fie sensibil la coroziunea intercristalină. Din diagramă rezultă că, dacă procentul carbonului atinge 0,08%, coroziunea intercristalină apare după o încălzire de 3 min la 650°C, iar dacă procentul este de 0,06%, coroziunea intercristalină se produce după o încălzire de 8 min la 650°C. În cazul în care procentul carbonului atinge 0,05%, coroziunea intercristalină se produce după o încălzire timp de 25 min la 640°C.

Din datele prezentate în lucrarea [9] rezultă că viteza coroziunii intercristaline creşte aproape direct proporţional cu concentraţia de carbon, începînd de la 0,02%, după cum se vede în figura 6. În figura 7 este dată diagrama proba-

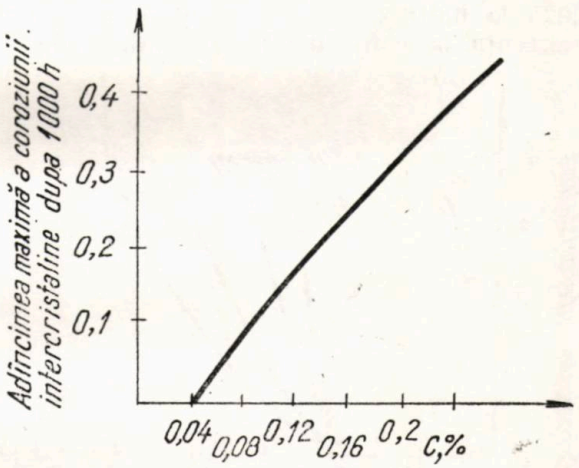


Fig. 6. Rezistenţa la coroziune intercristalină a oţelului CrNi în funcţie de C.

bilităţii coroziunii intercristaline a oţelului 18—8 la probe încălzite timp de 1h, la 650°C; curbele obţinute arată că rezistenţa la coroziune intercristalină este de 99,8% la un conţinut de 0,02% C şi 18% Cr.

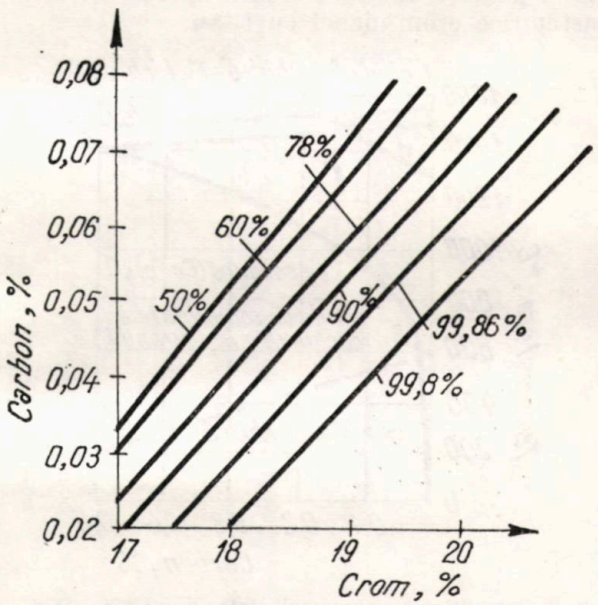


Fig. 7. Diagrama probabilităţii coroziunii intercristaline la oţelul 18—8.

Conţinutul limită de carbon depinde de conţinutul de crom, după cum rezultă din figura 7. La o cantitate mai mare de crom şi limita de carbon de la care începe coroziunea este mai ridicată, de exemplu : avînd 19% Cr,

conținutul limitei de carbon crește aproximativ la 0,03%, la 20% Cr oțelul fiind rezistent la coroziune chiar la 0,04% C.

Mărirea conținutului de nichel de la 9 la 13% în oțelul austenitic, ce conține 18% crom, necesită scăderea conținutului de carbon de la 0,025 la 0,016% pentru a se putea asigura rezistența la coroziune intercristalină (fig. 8).

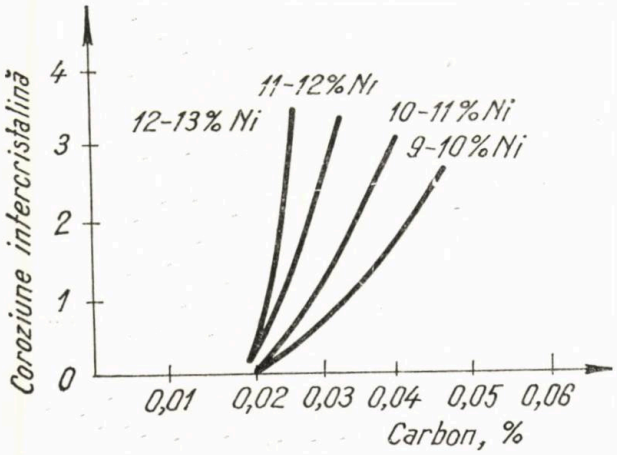


Fig. 8. Influenta carbonului asupra coroziunii intercristaline la oțelul austenitic (18% Cr; 0,03—0,025% N_2 și diverse procente de nichel).

Solubilitatea carbonului într-un aliaj cu 18% Cr și 8% Ni, restul fier, este arătată în figura 9.

Titanul. Tendința la coroziune intercristalină poate fi înlăturată prin alierea oțelurilor austenitice crom-nichel cu titan.

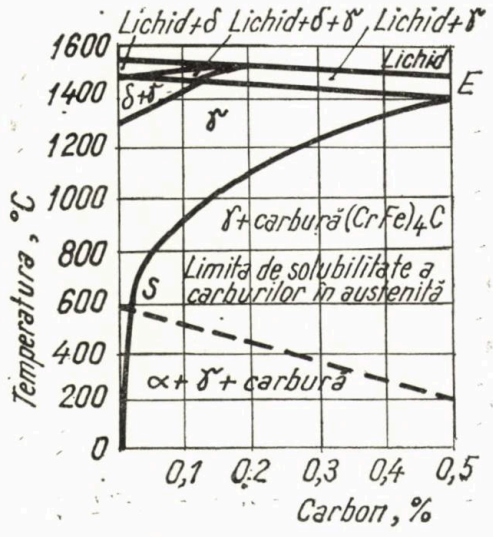


Fig. 9. Solubilitatea carbonului într-un aliaj cu 18% Cr și 8% Ni.

În practică, independent de regimul prelucrării preliminare, în majoritatea cazurilor este suficient ca raportul Ti/C să fie de 6; în aceste condiții oțelul austenitic de tipul 18—8 devine nereceptiv la coroziune intercristalină după sudare sau prelucrare la cald.

Adăugarea de titan în oțelurile austenitice crom-nichel nu modifică substanțial calitățile mecanice în special duritatea și rezistența la întindere.

Nu se modifică nici reziliența, care este în orice caz mai mare de 25 kgm/cm². Se înțelege că această situație se va menține dacă oțelurile cu și fără adaos de titan au structură austenitică omogenă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Stoian Leonard. *Table de oțel placate cu oțel inoxidabil austenitic în construcții navale.* Rev. Transporturi auto, navale și aeriene, nr. 6, 1972.

[2] Beier E. Plattierte. *Bleche und Rohre.* Blech, nr. 6, 1967.

[3] Zgrumala M. *Tehnologia fabricației navei.* București, Editura didactică și pedagogică, 1964, p. 156—158.

[4] Ciucă C., Andronic C. și Ivașcu I. *Tratamentul termomecanic al oțelului 09G2.* Metalurgia, nr. 8, 1968.

[5] Jmsenetki V. I., Koval F. I. și Pikulin S. S. *Proprietățile mecanice ale tablelor din oțel 09G2 după laminare la cald și după normalizare.* Stal, nr. 7, 1962, p. 643—647 (trad. Oțelul, nr. 10, 1962).

[6] Adrian M. *Laminarea la cald a tablelor și a benzilor.* București, Ed. tehnică, 1963.

[7] * * * *Placarea oțelului.* Studiu documentar, 1961, ICEM.

[8] Medovar B. I. *Recipienți de presiune cu pereți groși din oțel cu acoperire austenitică rezistentă la coroziune.* Institutul Paton de sudură electrică. Academia Ucraineană de Științe—Kiev.

[9] Gladirevskaia S. A., Meandrov L. V., Golovanenko J. A. și Bicov A. A. *Dvuhslointie stali v himicieskom mașinostroenii.* Moscova, 1965.

[10] Franțiu I. *Materiale metalice placate.* București, Editura tehnică, 1969.

[11] Guleaev A. P. *Tratamentul termic al oțelului.* București, Editura tehnică, 1962.

[12] Mott N. *Teoria razrușenia instalasti sb.* Problemî sovremenoi fiziki, nr. 9, 1957.

[13] Gudtov N. T. și Mastakova L. D. *Proizvodstva nizkoleghirovannoi stali povișennoi procinosti sb.* Metallurghia, U.R.S.S., II Metallurghizdat, 1959.

[14] Kamfor S. S. *Korpusnaia Stali.* Sudpromgis, 1960.

[15] Gouzau J. *Date recente asupra mecanismelor structurale care intervin în ruperea fragilă a oțelului,* 1965, p. 132.

[16] Iavoiski V. I. *Puti snijentia gazonassișiennosti stali. Fizico-chimicieski osnovi proizvodstva stali-Trudi III* — Konferenții po fizicohimicieskini osnovah proizvodstva stali — A.N. U.R.S.S., 1957.

[17] * * *Placarea oțelurilor.* Studiul I.C.E.M., 1961, documentar.

[18] Veingarten A. M. ș.a. *Indostroitelnaia stali.* Leningrad Indprorughiz, 1962.

[19] Moga J. Al. *Bimetale — Materiale noi de construcții mașini.* București, Editura tehnică, 1964, p. 368.

Conf. dr. ing. Stoian Leonard
Institutul politehnic—Galați

Nicolin Aurelia, p. 333—335 CD 621.785

Recherches concernant le traitement thermique de l'acier hautement allié du type Cr-Ni-Ti (15—35—1,5)

On présente les résultats des recherches expérimentales concernant le traitement thermique adéquat de l'acier hautement allié, du type Cr-Ni-Ti, à teneurs variables en titane, destiné au fonctionnement prolongé à des températures élevées.

En étudiant les données obtenues concernant les trois charges analysées, il résulte que dans des conditions similaires de traitement thermique de durcissement, les paramètres durée — teneur en titane ont un rôle décisif en ce qui concerne l'obtention des caractéristiques requises, nécessaires aux pièces confectionnées à partir de cet acier, pour un fonctionnement normal des aggrégats à des températures élevées.

Nguyen Van Hoa, p. 336—341 CD 669.71'4.018.25

Résultats préalables lors de l'élaboration des alliages d'antifriction du type Al-Pb à grande teneur en plomb, pour les moteurs à explosion

Considérant le processus de transmission thermique d'une partie de la fonte au cours de sa chute (fig. 2) on a élaboré la formule fondamentale (1), qui représente le rapport entre les principaux paramètres qui déterminent la qualité de la structure de l'alliage.

Basé sur les considérations théoriques de cette relation et des conditions technologiques existentes, l'auteur a construit l'installation spéciale VIRO—2 pour l'élaboration de l'alliage AlPb selon le principe basé sur l'alliage au cours de la chute libre.

L'installation VIRO—2 assure la réalisation des processus technologiques nécessaires (dégazage, protection à l'oxydation, barbotage de la fonte etc.) d'une manière constructive, et l'introduction du plomb dans l'aluminium fondu sous la forme du mélange Pb-Cl_2Pb constitue la garantie totale de l'obtention de la structure métallographique et de la composition requise à teneur en plomb jusqu'à 20%.

Adăscălijei A., p. 342—344 CD 621.785.6

Considérations concernant les possibilités de réduire les déformations dues au trempage de certains disques en acier

Etant donné que les opérations de traitement thermique d'amélioration ou de trempage, suivies de revient, ont pour résultat de grandes duretés qui mènent à la réduction des possibilités d'usinage, l'établissement de l'endroit où l'on fait le traitement thermique dans le flux technologique représente souvent un problème, dont la difficulté est accrue par l'apparition de la déformation des surfaces.

Dans cet article on fait quelques considérations théoriques et on présente la manière dont on a évité les déformations de certains disques en acier ayant de petites épaisseurs, en construisant un dispositif spécial de trempage, conçu comme une matrice à labyrinthe pour la circulation du fluide de refroidissement. Les résultats déterminés ont été satisfaisants.

Văiteanu D. et *Constantin Gh.*, p. 345—347 CD 621.785.545.082

La caractérisation générale et le choix des milieux de refroidissement lors du trempage par C.I.F.

L'article traite des résultats obtenus au cours des expériences effectuées en vue d'obtenir une couche trempée dont la profondeur et la dureté puissent s'encadrer dans les normes proposées et contiennent de la martensite fine sans ferrite libre ou bien de l'austénite résiduelle.

Pour ce type de trempage, le refroidissement est assuré par différents milieux : eau, emulsions d'eau et huile, solutions d'eau avec des sels minéraux et des gaz, huiles minérales. L'agent de refroidissement varie d'un cas à l'autre pour assurer toujours une vitesse de refroidissement réelle dont la valeur soit plus grande que la valeur de la vitesse critique de trempage.

Buzilă S. et *Drăgoi Fl.*, p. 348—353 CD 621.742.487

Recherches concernant la possibilité de réutiliser les sables de moulage à résines synthétiques sans régénération

On étudie les possibilités de réutiliser les sables de moulage à résines thermo-actives.

À la suite des études théoriques et expérimentales effectuées, on présente la possibilité de réutiliser comme sables de moulage modèle, à liant argile ou bentonite, pour les moules bruts (crus) ainsi que pour les moules secs. La qualité des surfaces des pièces coulées dans ces sables de moulage est plus lisse que celle des pièces coulées dans des moules à sable frais.

Les résultats obtenus sont présentés graphiquement dans 10 figures.

Topan Gh., p. 354—359 CD 621.365.5 : 669.13—154

L'influence du maintien de la fonte en état liquide dans les creusets des fours à induction sur les propriétés physiques, mécaniques et structurales

L'ouvrage comprend un matériel documentaire de synthèse et les recherches propres à l'auteur, effectuées à l'entreprise „Armătura" — Cluj, concernant l'influence du maintien de la fonte en état liquide dans les creusets acides des fours à induction, sur la composition chimique et sur les propriétés de la fonte grise et de la fonte malléable.

Le fait de connaitre cette influence intéresse particulièrement les fonderies de fonte, parce-qu'il permet d'obtenir certaines pièces à caractéristiques mécaniques supérieures ainsi que la réduction des rebuts.

Şerban N., Axinte E. et *Zamfirescu D.*, p. 360—363 CD 669.14.018.8—14

Aciers coulés résistants à l'action corrosive des vapeurs de sulf

La fabrication du sulfure de carbone se réalise dans des installations dont les pièces coulées sont soumises à l'action corrosive du sulf en état de vapeurs à des températures élevées.

Les alliages à partir desquels on coule les pièces doivent présenter outre une bonne résistance à l'action corrosive des vapeurs de sulf, des propriétés de résistance à l'oxydation.

Les expérimentations effectuées ont eu pour but l'élaboration et le coulage de certains aciers ayant 30% Cr, 24% Cr et 2% Al, 7 et 15% Al.

On a déterminé en même temps les propriétés technologiques de coulage et de résistance à la rupture, à des températures élevées, de ces aciers.

Dobrescu Gr., p. 364—365 CD 621.979

Quelques observations pratiques concernant le processus technologique de matriceage de certaines pièces en $ATCu_4$, en utilisant des semi-fabriqués coulés

On met en évidence certaines conclusions concernant l'influence des éléments d'alliage sur les processus technologiques de coulage et de matriceage, les conditions d'élaboration et de coulage des alliages $ATCu_4$, la détermination — en se basant sur des expérimentations — de la contraction, des propriétés mécaniques et structurales, ainsi que l'établissement de l'influence de la déformation plastique sur ces dernières.

Николин Аурелия, p. 333—335 ДК 621.785

Исследования термоческой обработки высоколегированной стали типа Cr—Ni—Ti (15—35—1,5)

Ппредставляется результат опытных исследований термической обрарботки соответствующей высоколегированной стали типа Cr—Ni—Ti с изменчивым содержанием титана, предназначенной для работы продолжительное время при высоких температурах.

Из данных, полученных для всех трех анализированных выплавок выявилось, что при одинаковых условиях термической обработки для повышения твердости параметра — ,,время — содержание титана'' имеют решающую роль в достижении соответствующих характеристик, необходимых для деталей изготовленных из этой стали для нормальной работы агрегатов при повышенной температуре.

Нгуиен Ван Хоа, p. 336—341 ДК 669.71'4.018.25

Исследования плавки противофрикционных сплавов типа Al-Pb с большими содержаниями свинца, для двигателей внутреннего сгорания

Принимая во внимание процесс термической передачи части выплавки во время ее падения (рис. 2) разработана основная формула (1), представляющая соотношение между главными параметрами, определяющими качество структуры сплавов.

На основании теоритических соображений этого соотношения и существующих технологических условий, автор построил специальную установку ВИРО—2 для плавки сплава Al—Pb по принципу, основанному на легировании во время свободного падения.

Установка ВИРО—2 обеспечивает осуществление необходимых технологических процессов (дегазация, защита от окисленя, взбалтывание смеси и т.д) конструктивными способами, а ввод свинца в алюминий в форме смеси Pb—Ce_2 Pb представляет полную гарантию получения металлографической структуры и соотетствующего состава с содержанием свинца до 20 %.

Адэскэлицей А., p. 342—344 ДК 621.785.6

Соображения относительно возможности снижений деформаций при закалке стальных дисков

Принимая во внимание, что операция термической обработки, улучшения или закалки, сопровождаемые отпуском, вызывают большие твердости, приводящие к уменьшению возможностей обработки, установление места и времени когда производится термическая обработка в технологическом потоке, является во многих случаях проблемой, которая еще усложняется появлением поверхностных деформаций.

В статье приводятся некоторые теоретические соображения и указывается способ, благодаря которому были устранены деформации некоторых стальных дисков небольшой толщины посредством устройства специального приспособления закалки, задуманного в виде матрицы с лабиринтом для циркуляции охлаждающей жидкости. Достигнутые результаты удовлетворительны.

Вэйтяну Д. и *Константин Г.*, p. 345—347 ДК 621.785.545.082

Общие характеризование и выобр среды охлаждения при закалке посредством токов высокой частоты

Статья рассматривает результаты опытов произведенных для получения закаленного слоя глубина и твердость которого включается в предложенные нормы и содержит мартенсит высокого без свободного феррита или остаточного аустенита.

При этом способе заклалки, охлаждение обеспечивается различными средами: водой, эмульсией воды с маслом, раствором минеральных солей и газов в воде в минеральными маслами. Охлаждающий агент изменяется от случая до случая для обеспечения постоянной действительной скорости охлаждения, значение которого было бы более чем значение критической скорости закалки.

Бузила С. и *Дрэгой Фл.*, p. 348—353 ДК 621.742.487

Исследования возможности вторичного использования смесей образования с синтетическими смолами без нормализации

В этой статье исследуются возможности вторичного использования смесей образования с термореактивными смолами.

Как результат теоретических и опытных исследований показывается возможность вторичного использования смесей — модель с глиной или с бентонитом действующих как связки как для форм в сыром, так и для форм в сухом виде. Качество поверхностей деталей отлитых в этих смесях более гладкое, чем таковых в новом песке.

Достигнутые результаты представлены графически на 10 рисунках.

Топан Г., p. 354—359 ДК 621.365.5 : 669.13—154

Влияние выдержки чугуна в жидком состоянии в тигелях индукционной печи на физико-механические и структурные свойства

Настоящая работа содержит синтез и собственные исследования автора, произведенные на предприятии ,,Арматура'' — Клуж, касательно влияния поддержания в жидком состоянии в кислотных тигелях индукционных печей на химический состав и свойства серого и ковкого чугуна.

Знание этих влияний интересует в особой мере чугуноплавильные заводы и цехи, потому что обусловливает получение деталей с высшими механическими характеристиками и сокращение отхода.

Шербан Н., *Аксинте Елена* и *Замфиреску Дан*, p. 360—363 ДК 669.14.018.8—14

Литые стали, устойчивые на коррозионное действие серных паров

Изготовление сероуглерода осуществляется в установках, литые детали которых подвергаются коррозионному действию парообразной серы при повышенных температурах.

Славы из которых отливаются детали должны представлять наряду с хорошим сопротивлением коррозионному действию паров серы, также свойства сопротивления на окисление.

Произведенные опыты имели цель плавки и отлития сталей со следующим содержанием: 30 % Cr, 24 % Cr и 2 % Al, 7 и 15 % Al.

Были определены одновременно технологические свойства отлития и сопротивление разрыву при высоких температурах этих сталей.

Добреску Гр., p. 364—365 ДК 621.979

Некоторые практические замечания относительно технологического процесса штампования некоторых деталей из АТCu_4, применяя отлитые полуфабрикаты

Выявляются некоторые результаты относительно влияния элементов легирования на технологические процессы отлития и штампования, условия плавки и отлития сплавов АТ Cu_4, определение, на основании опытов, усадки, механических и структурных сойств, а также установление влияния пластической деформации на таковые.

Nicolin Aurelia, p. 333—335 DK 621.785

Forschungen im Zusammenhang mit der Wärmebehandlung des hochlegierten Cr-Ni-Ti-Stahles (15—35—1,5)

Es werden die Ergebnisse der experimentallen Forschungen über die angemessene Wärmebehandlung des hochlegierten Cr-Ni-Ti-Stahles mit veränderlichen Titangehalten der für Langzeitbetrieb bei hohen Temperaturen bestimmt ist, angegeben.

Die bei den drei untersuchten Schmelzen erzielten Ergebnisse wiesen darauf hin, dass unter ähnlichen Härtungs-Wärmebehandlungsbedingungen die Zeit-Titangehalt-Parameter eine ententscheidene Rolle bei der Erzielung der entsprechenden Merkmale der aus diesem Stahl ausgeführten Teile spielen, Merkmale die einen normalen Betrieb der Aggregate bei hohen Temperaturen gewährleisten.

Nguyen Van Hoa, p. 336—341 DK 669.71'4.018..25

Forschungen im Zusammenhang mit der erschmelzung von Weissmetall der Al-Pb Sorte mit einem hohen Bleigehalt für Explosionsmotoren

In Anbetracht des Wärmeübertragungsvorganges eines Teiles der Schmelze während deren Fall (Abb. 2) wurde die Grundformel (1) ausgearbeitet, welche die die Qualität des Legierungsgefüges bestimmende Beziehung zwischen den wichtigsten Hauptparametern darstellt.

Auf Grund der theoretischen Betrachtungen im Zusammenhang mit dieser Beziehung und der vorhandenen Bedingungen, baute der Verfasser die Sonderanlage VIRO—2 zur Erschmelzung der Legierung Al-Pb gemäss des auf die Legierungsbildung während des Freifalles gegründeten Grundsatzes.

Die Anlage VIRO—2 gewährleistet konstruktiv die Durchführung der nötigen technologischen Vorgänge (Entgasung, Oxydationsschutz, Rühren der Schmelze usw) wobei die Einführung des Bleies in das geschmolzene Aluminium in Form des Pb-Cl_2Pb-Gemisches die völlige Gewährleistung für die Erzielung des metallographischen Gefüges und der entsprechenden Zusammensetzung mit einem Bleigehalt bis 20% bildet.

Adăscăliței A., p. 342—344 DK 621.785.6

Betrachtungen über die Möglichkeit der Verringerung der Verformungen beim Härten von Stahlscheiben

Da die vom Anlassen gefolgten Vergütungs- oder Abschreckwärmebehandlungsvorgänge hohe Härten ergeben, welche ihrerseits zur Verringerung der Bearbeitungsmöglichkeiten führen, stellt die Festlegung der Stelle im technologischen Flusses wo die Wärmebehandlung erfolgen soll bildet oft ein Problem das noch durch das Auftreten der Oberflächenverformungen erschwert wird.

Im Aufsatz werden einige theoretische Betrachtungen angegeben und es wird die Art und Weise aufgeführt, mittels welcher die Verformungen von Stahlscheiben geringer Stärke durch den Bau einer Härte Sondervorrichtung zum Härten vermieden wurden, Vorrichtung die in Form einer Labyrinthmatrize zum Umlauf des Kühlmittels entworfen wurde. Die Ergebnisse waren zufriedenstellend.

Văiteanu D. und *Constantin Gh.*, p. 345—347 DK 621.785.545.082

Die allgemeine Kennzeichnung und die Wahl der Kühlmittel bei der HF-Induktionshärtung

Im Ausfsatz werden die Ergebnisse der Versuche behandelt welche zur Erzielung einer gehärteten Schicht durchgeführt wurden, deren Tiefe und Härte sich in die vorgeschlagenen Normen einordnen und die feinen Martensit ohne freiem Ferrit oder Restaustenit enthalten.

Bei dieser Härteart wird die Kühlung mittels verschiedene Kühlmittel gewährleistet: Wasser, Wasser und Öl-Emulsionen, Wasserlösungen mit Mineralsalzen und Gase, Mineralöle. Das Kühlmittel ist von Fall zu Fall verschieden, damit immer eine tatsächliche Kühlgeschwindigkeit gesichert werden kann, deren Wert grösser sein muss als der Wert der kritischen Härtegeschwindigkeit.

Buzilă S. und *Drăgoi Fl.*, p. 348—353 DK 621.742.487

Forschungen über die Wiederverwendungsmöglichkeit der Formmassen mit Kunstharzen, ohne Regenerierung

Im Aufsatz werden die Wiederverwendungsmöglichkeiten der Formmassengemische mit thermoreaktiven Harzen untersucht.

Als Folge der theoretischen und experimentellen Studienwird auf die Möglichkeit der Wiederverwendung als Modellmassen mit Ton oder Bentonit als Binder, sowohl für grüne als auch für trockene Formen hingewiesen. Die Oberflächengüte der in diesen Formmassen gegossenen Teile ist glatter als die der in Formen aus Frischsand gegossenen Teile.

Die erzielten Ergebnisse werden zeichnerisch in 10 Abbildungen dargestellt.

Topan Gh., p. 354—359 DK 621.365.5 : 669.13—154

Der Einfluss des Haltens des Gusses im Flüssigen Zustand in den Schmelztiegeln der Induktionsöfen auf die physikalisch-mechanischen und Gefügeeigenschaften

Die vorliegende Arbeit enthält ein zusammenfassendes Dokumentarmaterial sowie die eigenen Forschungsarbeiten des Verfassers, welche im Rahmen des Unternehmens „Armătura" — Cluj (Klausenburg) über den Einfluss des Haltens im flüssigen Zustand in den sauren Tiegeln der Induktionsöfen auf die chemische Zussammen setzung und auf die Eigenschaften des Graugusses und Temperguss durchgeführt wurden.

Die Kenntnis dieser Einflüsse bietet inteessiert überhaupt die Gussgiessereien da in dieser Weise die Herstellung von Teilen mit höhere mechanische Eigenschaften und gleichzeitig die Verringerung des Ausschusses ermöglicht wird.

Şerban N., Axinte E. und *Zamfirescu D.*, p. 360—363 DK 669.14.018.8—14

Gegen die korrosive Wirkung der Schwefeldämpfe beständige Gusstähle

Die Herstellung des Schwefelkohlenstoffen erfolgt in Anlagen, deren Gusstücke der korrosiven Wirkung des dampfförmigen Schwefels bei hohen Temperaturen ausgesetzt sind.

Die zum Giessen der Teile verwendeten Legierungen sollen neben einer entsprechenden Beständigkeit gegen die korrosive Wirkung der Schwefeldämpfe, auch Oxydationsbeständigkeits-Eigenschaften aufweisen.

Die durchgeführten Versuche hatten die Erschmelzung und den Guss von Stählen mit einem Gehalt von 30% Cr, von 24% Cr und 2% Al, von 7 und 15% Al zum Zweck.

Gleickzeitig wurden auch die technologischen Giesseigenschaften und die Bruchfestigkeit bei hohen Temperaturen dieser Stähle bestimmt.

Dobrescu Gr., p. 364—365 DK 621.979

Einige praktische Bemerkungen über den Gesenkschmieden — Arbeitsvorgang einiger aus $ATCu_4$ bestehenden Teile beim Einsats von gegossenem Halbzeug

Es werden einige Schlussfolgerungen über im dem Einfluss der Legierungselemente auf die Giess- und Gesenkschmiedevorgänge, den Erschmelzungs- und Giessbedingungen der Legierungen $ATCu_4$, der Bestimmung der Schwindung auf Grund von Versuchen der mechanischen und Gefügeeigenschaften, sowie die Festlegung des Einflusses der plastischen Verformung auf derselben hervorgehoben.

Nicolin Aurelia, p. 333–335 DC 621.785

Researches on the heat treatment of Cr-Ni-Ti tyde high alloy Stell (15—35—1,5)

The results of experimental researches referring to the proper heat treatment of Cr-Ni-Ti type high alloy steel, with variable titanium contents, designed for long-lasting operation at high temperatures, are presented.

The data obtained for the batches analysed have shown that in similar hardening heat treatment conditions, the parameters time-content have a decisive role in obtaining the proper characteristics required for the parts made out of this steel for normal operation of the units at high temperatures.

Nguyen Van Hoa, p. 336–341 DC 669.71'4.018.25

Researches on the smelting of Al-Pb type antifriction alloys with high Pb content for explosion engines

By taking into account the heat transmission process of a portion of the hot-metal during its heat drop (figure 2), the author worked out the basic formula (1) which represents the relation between the main parameters which determine the quality of the alloy structure.

On the ground of the theoretical considerations of this relation and the existing technologic conditions, the author built the special plant VIRO—2 for the making of the Al-Pb alloy according to the principle of alloying during heat drop.

The VIRO—2 plant provides the carrying out of the required flow sheet (degasing, protection against oxidation, stirring the hot-metal etc.) in the most efficient way, and the introduction of lead in the molten aluminium in the form of the Pb-Cl_2Pb mixture fully guarantees the obtaining of the proper metallographic structure and composition with up to 20% lead content.

Adăscăliței A., p. 342–344 DC 621.785.6

Considerations on the possibility of reducing deformations in the hardening of steel disks

As heat treatment operations for improving or hardening followed by annealing result in high hardnesses which reduce the machining possibilities, the determination of the place where heat treatment is to be applied in the flow sheet is offen a problem which becomes still more difficult when surface deformations occur.

The author sets forth in the paper a few theoretical considerations and describes the way deformations have been avoided of some thin steel disks by building a special hardening device designed as a labyrinth mould for the circulation of the cooling fluid. The results determined have been satisfactory.

Văiteanu D. et *Constantin Gh.*, p. 345–347 DC 621.785.545.082

General characterization and selection of cooling media in H. F. induction hardening

The paper treats dealswith the results of experiments which have been carried out to obtain a hardened layer the depth and hardness of which should be included in the suggested norms and which should contain fine martensite devoid of loose ferrite or residual austenite.

For this type of hardening, cooling, is provided through various media: water, water and oil emulsions, water solutions with mineral salts and gases, mineral oils. The cooling agent varies for each case in order to provide always an actual cooling rate the value of which should be higher than the value of the critical hardening rate.

Buzilă S. and Drăgoi Fl., p. 348–353 DC 621.742.487

Researches concerning the possibility of reusing moulding mixtures with synthetic resins, without regeneration

The authors study in the paper the possibilities of reusing moulding mixtures containing thermohardening resins.

As a result of theoretical and experimental studies, they show how the moulding mixtures may be reused with clay or bentonite as binders, both for green-sand moulds and for dry sand moulds. The surface of parts cast in these mixtures is smoother than the one of parts cast in moulds with new sand.

The results obtained are plotted in 10 figures.

Topan Gh., p. 354–359 DC 621.365.5 : 669.13–154

The influence of holding cast iron in liquid state in the crucibles of induction furnaces upon the physical — mechanical and structural properties

The present paper contains a synthesis of documentary evidence and the own researches of the author which were carried out at the „Armătura" — Cluj Enterprise on the influence of holding cast iton in liquid state in the acid crucibles of induction furnaces, upon the chemical composition and properties of grey cast iron and malleable cast iron.

Iron foundries are particularly interested in knowing these influences, as this makes it possible to obtain parts with high mechanical characteristics and to reduce refuse.

Șerban N., Axinte E. and *Zamfirescu D.*, p. 360–363 DC 669.14.018.8–14

Cast steels, resisting against the corrosive action of sulphur fumes

The manufacture of carbon sulphide is carried out in plants the parts of which are exposed to the corrosive action of sulphur in a state of high temperature fumes.

The alloys out of which the parts are cast should be both resistent to the corrosive action of sulphur fumes and to oxidation.

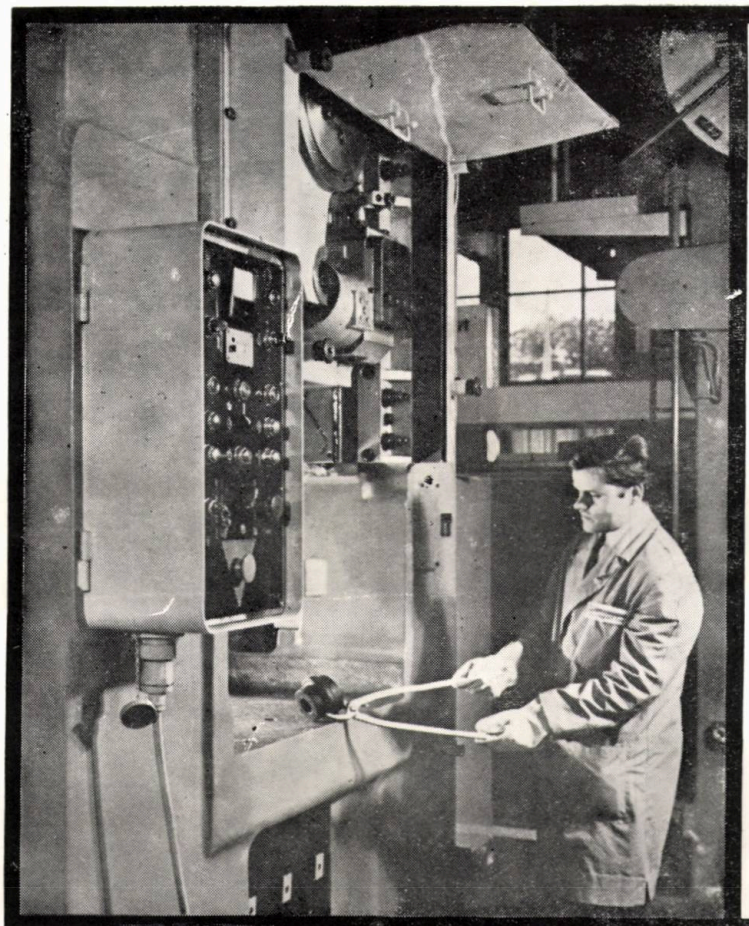
The experiments which were carried out aimed at smelting and casting some steels with 30% Cr, 24% Cr and 2% Al, 7% Al and 15% Al.

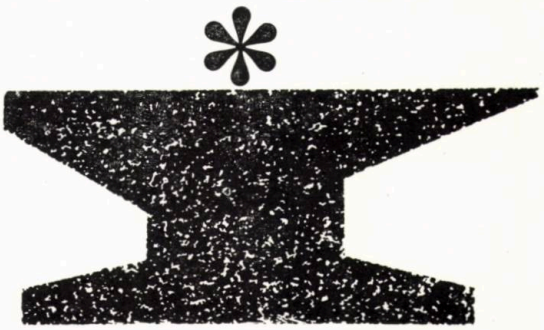
At the same time the technologic casting and breaking strenght properties of these steels at high temperatures have been determined.

Dobrescu Gr., p. 364–365 DC 621.979

A few practical remarks concerning the dropforging operating process of some $ATCu_4$ parts by using semi-finished cast products

The author comes to some conclusions concerning the influence of the alloying elements upon the casting and moulding operating processes, the conditions for making and casting $ATCu_4$ alloys, the determination on the ground of experiments of contraction, of mechanical and structural properties, as well as the determination of the influence of plastic deformation upon these properties.





Pentru matriţarea şi calibrarea pieselor forjate la cald noile prese cu berbec reglabil, arborele cu excentric aşezat transversal şi dispozitivul extractor îşi vor găsi cu siguranţă folosirea economic eficientă în uzina dumneavoastră

Presele s-au dovedit corespunzătoare fabricaţiei de masă şi de serie a pieselor pentru autovehicule, tractoare, avioane, vagoane, maşini agricole

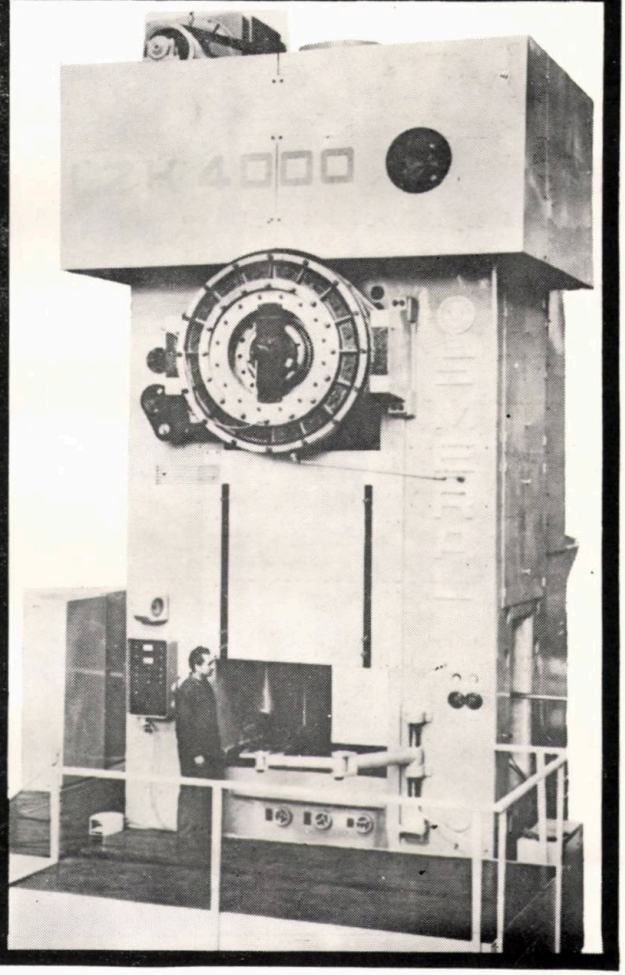
Presele sînt în special potrivite pentru includerea lor în liniile automatizate de forjare

Beneficiarii acestor prese verticale de forjare apreciază extraordinarele lor proprietăţi, cum ar fi reglajul rapid al maşinii, marea lor rigiditate, deservirea lor simplă, noua şi moderna concepţie a întregii construcţii

Presele verticale de forjare sînt livrate pentru forţele nominale de :

LZK 1 000	— 1 000 t
LZK 1 600	— 1 600 t
LZK 4 000	— 4 000 t
LZK 6 300	— 6 300 t

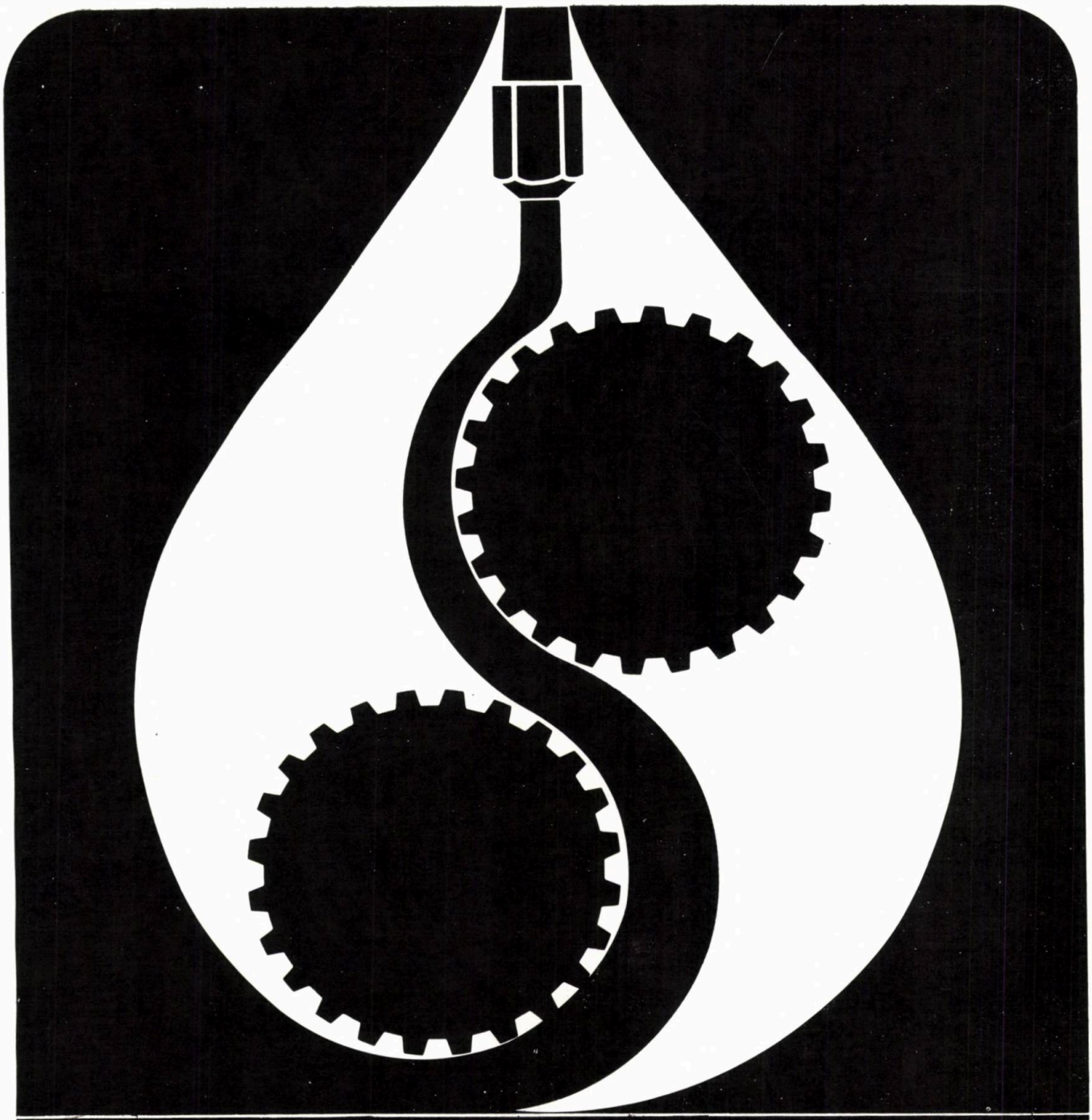
LZK Constructorul preselor de forjare LZK : Uzinele Šmeral — Brno



Strojimport

Exportator: STROJIMPORT S.A. Vinohradská 184, Praga 3
R. S. Cehoslovacă Telex 12 22 41, Telefon 713

PUBLICOM



Dacă aveţi nevoie de furnizarea unor instalaţii de ungere şi gresare cu lubrifianţi lichizi sau vîscoşi pentru utilajul metalurgic încredinţaţi comanda dvs. firmei MACHINOEXPORT

În programul nostru sînt cuprinse:

● filtre ● racorduri şi duze ● indicatori de circulaţia uleiului ● gresoare ● posturi de gresare automată ● aparate de injecţie ● amortizoare ● alimentatoare-dozatoare ● grupe de schimb ● pompe ● supape şi sertăraşe

MACHINOEXPORT

☎ 14715-42 SSSR MOSKVA 117330 7207 MOSKVA V-330

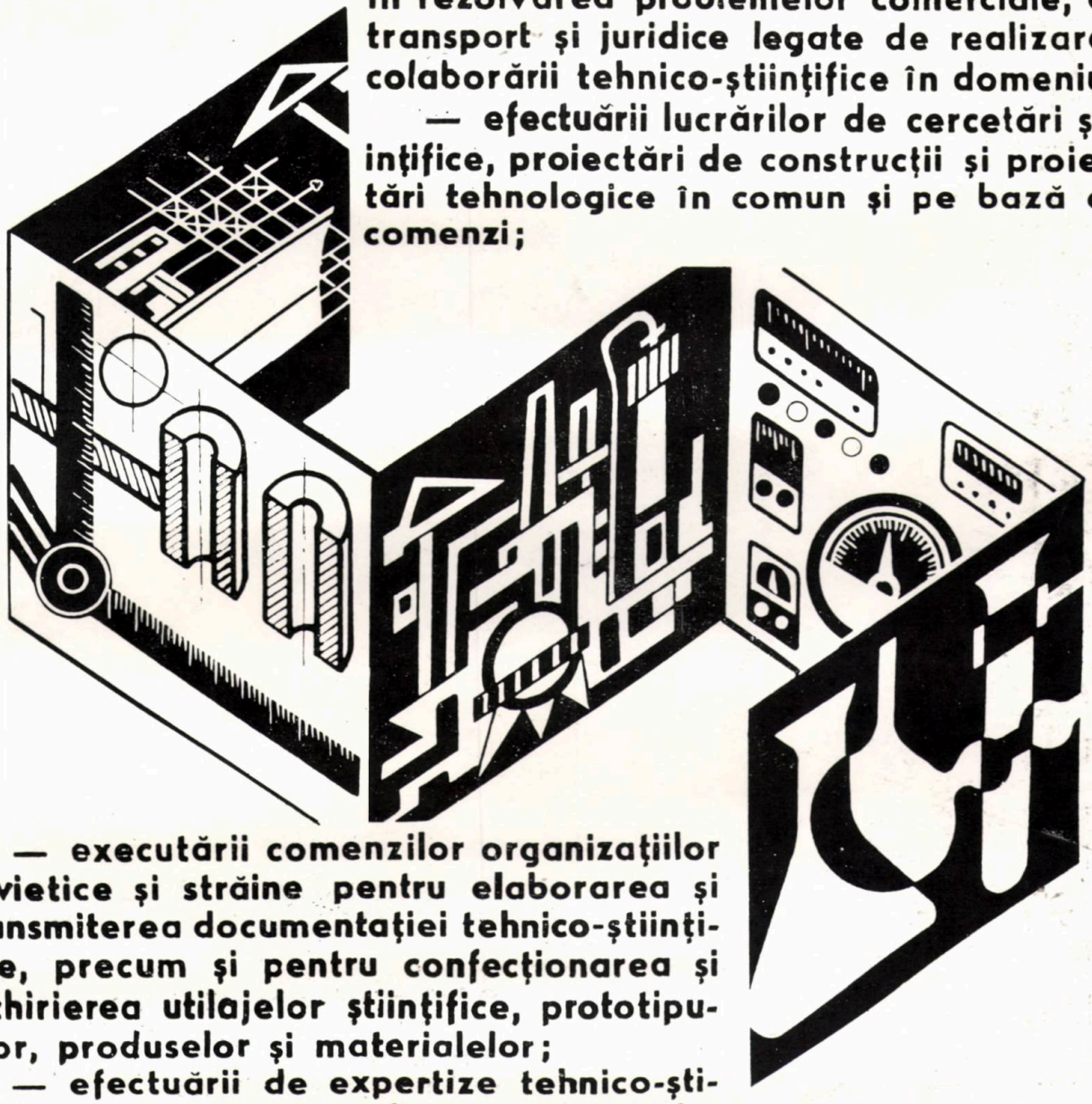
PUBLICOM

ORGANIZAȚIA UNIONALĂ „VNEȘTEHNIKA"

MOSCOVA, U.R.S.S.

acordă sprijin organizațiilor de cercetări științifice, proiectări de construcții și proiectări tehnologice, întreprinderilor industriale și firmelor sovietice și străine în rezolvarea problemelor comerciale, de transport și juridice legate de realizarea colaborării tehnico-științifice în domeniul;

— efectuării lucrărilor de cercetări științifice, proiectări de construcții și proiectări tehnologice în comun și pe bază de comenzi;

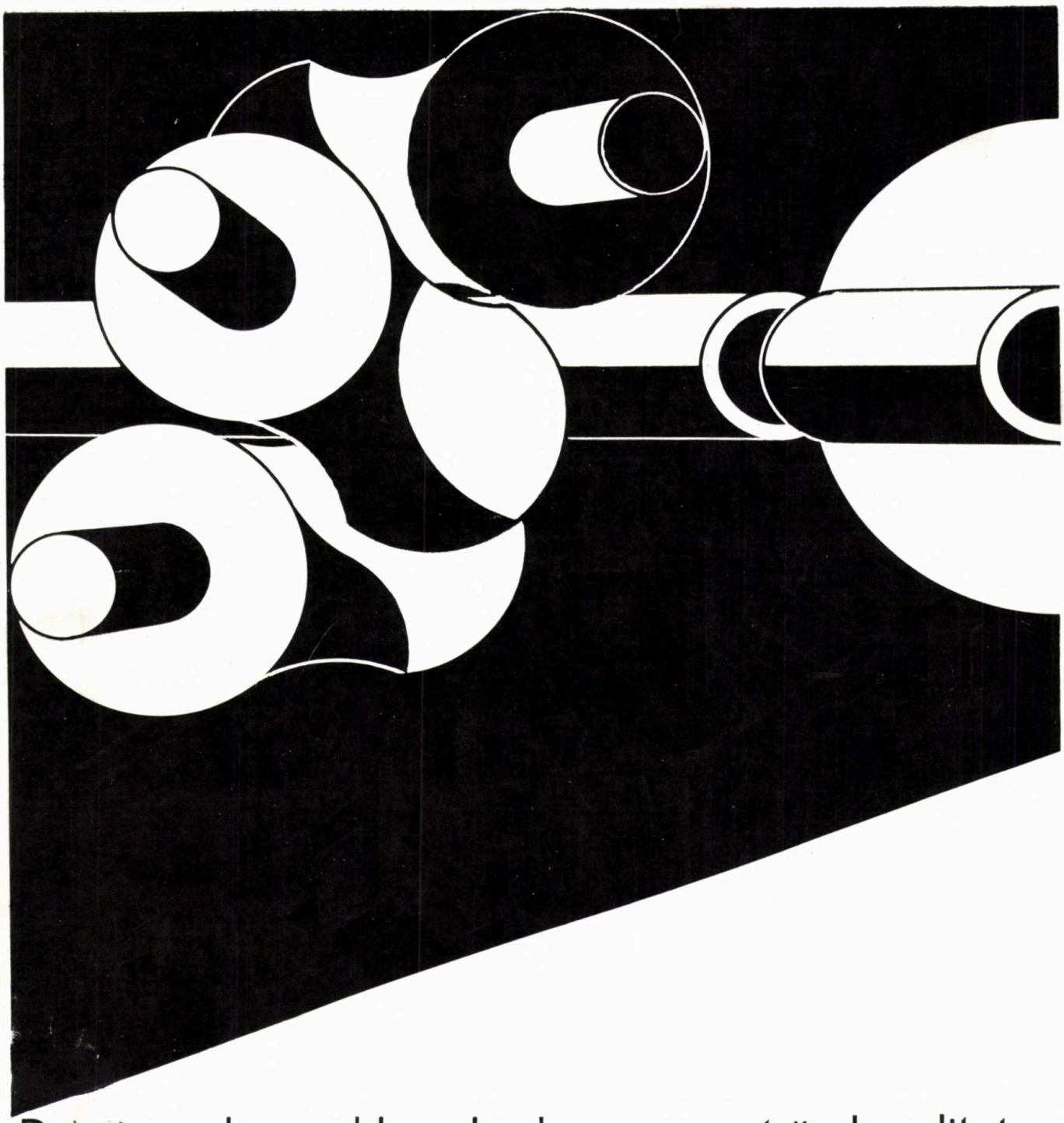


— executării comenzilor organizațiilor sovietice și străine pentru elaborarea și transmiterea documentației tehnico-științifice, precum și pentru confecționarea și închirierea utilajelor științifice, prototipurilor, produselor și materialelor;

— efectuării de expertize tehnico-științifice, încercări de utilaje și materiale, consultații.

ORGANIZAȚIA UNIONALA „VNEȘTEHNIKA"
U.R.S.S., MOSCOVA, UL. GORKOGO 11.

PUBLICOM



Puteţi rezolva problemele dumneavoastră de calitate a produselor laminate folosind:

- grupuri de tăierea benzilor
- foarfece fixe şi volante pentru tăierea la cald şi la rece a profilelor
- foarfece de tablă
- ferăstraie de concepţii diverse
- maşini de îndreptat profile şi table
- maşini speciale pentru îndreptarea ţevilor
- alte echipamente diverse

oferite de
V O MACHINOEXPORT

MACHINOEXPORT

☎ 147-15-42 SSSR MOSKVA 117330 7207 MOSKVA V-330

PUBLICOM

CSH

vă oferă

profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate aliate şi slab aliate

● rotunde cu diametrul de 10—180 mm ● cornier de 20x20—150x150 mm ● I 18—I 24 ● U 9,5—U 24 ● late de 20x5—200x20 mm ● benzi laminate la cald de 200x2—500x5 mm ● ţagle, blumuri pentru forje, de 70 x 70—400 x 400 mm ● oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald ● profile speciale pentru armături pe mină pentru talpa şenilei de tractor etc.

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

tr. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel:1075-1077-1450-2533-2934

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.55

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

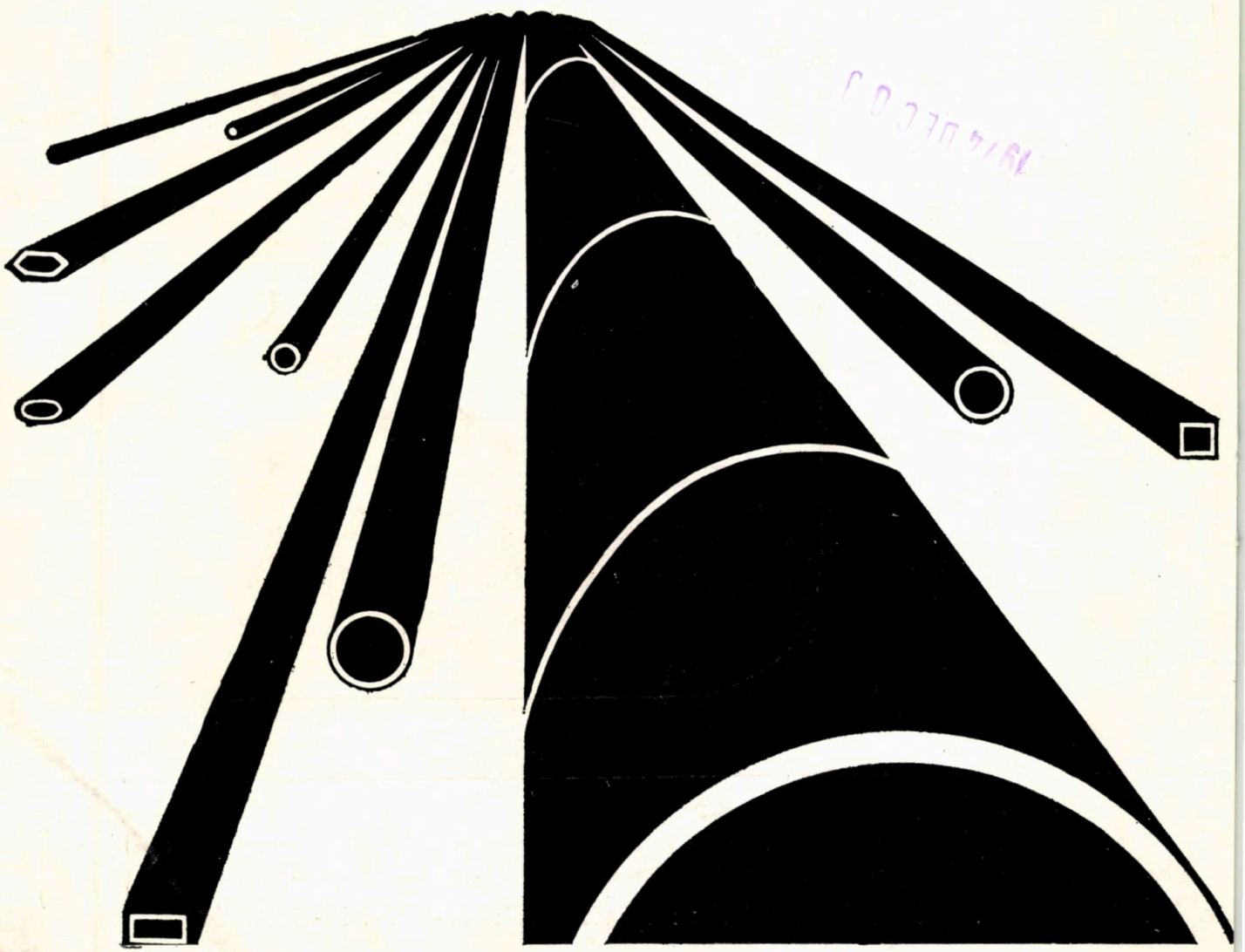
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi lconstrucţii de maşni:
  - — ţevi trase sau aminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  - —ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  - — ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTA:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



= 3280

PETROLEUM

METALURGIA

Flor

6

METALURGIA ● BUCUREŞTI ● ANUL XXVI ● NR. 6 ● IUNIE 1974

TABLE GROASE: ● de (6–240 mm)x(1 500–3 000 mm)x max. 15 000 mm ● din oţeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate şi aliate ● utilizate în construcţii mecanice, construcţii metalice, construcţii navale, cazane şi recipienţi sub presiune, ţevi sudate, utilaje rezistente la coroziunea atmosferică, oţeluri pentru îndoire la rece şi construcţii cu întrebuinţare generală.

BANDĂ IN RULOURI laminată la cald : ● de (1,5–8 mm) x (700–1 500 mm) şi greutate max. 20t ● utilizată în construcţii mecanice şi metalice, construcţii de nave şi construcţii de cazane şi recipienţi sub presiune.

TABLE SI BENZI laminate la rece: ● de (0,3–3mm)x (700–1500 mm) ● utilizate pentru caroserii, construcţii metalice, ţevi sudate, profile îndoite, închideri de hale, aparataj electric, articole de uz casnic, acoperiri prin zincare, emailare etc.

TABLE IN FOI debitate din rulouri laminate la cald: ● de (1,5–8 mm)x(700–1 500 mm)x(2 000–10 000 mm)

SULFAT FEROS HEPTAHIDRATAT STAS 2189-68 : ● calitatea I şi II ● puritatea 98–99 % ● utilizabil la purificarea apei.

SULF ELEMENTAR în fulgi cu conţinut de minimum 99 % S, fără aciditate ● utilizabil în industria celulozei, fibrelor artificiale şi la prepararea acidului sulfuric.

APĂ AMONIACALĂ de concentraţie 20 % NH_3 ● utilizabilă în industria clorosodicilor.

SULFAT DE AMONIU cu conţinut de 20 % N_2 ● utilizabil ca îngrăşământ în agricultură.

GUDRON BRUT cu conţinut de minimum 55 % smoală ● utilizabil la fabricarea naftalinei şi a uleiurilor de absorbţie.

BENZEN BRUT avînd pînă la 80 % benzen tehnic şi 20 % toluen ● utilizabil în industria solvenţilor şi la rafinării.

COMBINATUL SIDERURGIC

GALAŢI

Telegraf : Combin Galaţi. Telefon : 18300, Telex : 015253 ; 0152

METALURGIA

Anul 26 Nr. 6 Iunie 1974

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Lașcu-Simion N. și Bucăloiu N.: **Considerații privind ruperea oțelurilor solicitate la oboseală în domeniul tensiunilor ridicate.** 401

Szöcs Ecaterina și *Szöcs Șt.*: **Studiu privind formarea faialitei în aglomeratul feros** 405

Adrian M. și *Cazimirovici E.*: **Cercetări privind influența lubrifierii tehnologice în procesul de laminare la cald.** 411

Toia A., Toția Cornelia și *Gostian I.*: **Sistem de conducere a producției, cu mijloace automate de prelucrare a datelor, în sectorul producției cablurilor de tracțiune.** 414

Crudu I., Ștefănescu I., Avram Maria., Brătescu Cr., Morait R. și *Ștefănescu Gh.*: **Contribuții la studiul influenței structurii fontelor maleabile perlitice asupra proprietăților de antifricțiune (I)** 421

Para Elisabeta: **Cercetări privind reducerea consumului specific de metal în industria cimentului prin utilizarea oțelului aliat crom-molibden la fabricarea corpurilor de măcinare (bile).** . . . 427

REALIZĂRI TEHNICE

Voicu Letiția, Ghiță Aurelia și *Chiujdea Viorica*: **Dozarea cantitativă a elementelor componente ale aliajelor antifricțiune pe bază de Ag—Cu—Cd—Zn—Ni.** 431

Fătu M.: **Dozarea complexometrică a nichelului din aliaje cupru-nichel.** 434

ACTUALITĂȚI

Chițu Gh.: **Contribuții la stabilirea unor relații matematice cu ajutorul cărora să se prognozeze necesarul de laminate feroase.** 435

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Panaitescu Cornelia și *Falk E.*: **Utilizarea metodelor carbopetrografice pentru antecalculul rezistenței cocsului metalurgic.** 439

PROTECȚIA MUNCII

Zapalcea Gh.: **Unele soluții privind protecția muncii aplicate la instalațiile de ridicare** 446

CRONICĂ

RECENZII

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

COMITETUL DE REDACȚIE

A. ANTONESCU, C. AVRAM, ȘT. CARDALEF, V. CHIRIȚĂ, VL. DAVID, A. DIJMĂRESCU, CTIN. DRAGOMIR, I. DRĂGAN, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. GROSU, VL. HOLBAN, A. IEREMIA, B. KONCZ, P. MARCU, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, IG. PAVONI, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Șef rubrică: GEORGETA COMȘA

Tehnoredactor: LYDYA POPESCU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București, str. Academiei 7, Sector 1, Telefon: 13.02.28 și 15.81.50/171. Revista este editată de C.D.P.T. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul nostru de virament: 30.05.01.00. B.N. a Republicii Socialiste România – Sector 1. M.I.M. – Centrul de documentare și publicații tehnice – București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni, ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul – Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23–25. Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D. G. P. T. nr. 560/426/1969

I. P. I. c. 1185

42 406

SOMMAIRE

CD 669.14 : 620.178.38 : 539.431

Lașcu Simion N. et *Bucăloiu N.* : **Considérations concernant la rupture des aciers sollicités à la fatigue dans le domaine des hautes contraintes.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 401–404

CD 622.785

Szöcz Ecaterina et *Szöcs St.* : **Étude concernant la formation de la faillalite dans l'agglomérat ferreux.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 405–410

CD 621.771.016 : 621.892

Adrian M. et *Cazimirovici E.* : **Recherches concernant l'influence de la lubrification technologique au cours de l'opération de laminage à chaud.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 411–413

CD 669.14–427.4 : 681.32

Toia A., Toția Cornelia et *Gostian I.* : **Système destiné à diriger la production à l'aide de moyens automatiques pour l'interprétation des données, dans le secteur de la production des câbles de traction.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 414–420

CD 669.131.8 : 620.186 : 531.43

Crudu I., Ștefănescu I., Avram Maria, Brătescu Cr., Morait R. et *Ștefănescu Gh.* : **Contributions à l'étude de l'influence de la structure des fontes malléables perlitiques sur les propriétés d'antifriction.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 421–426

CD 669.15'26'28–194 : 339.44

Para Elisabeta : **Recherches concernant la réduction de la consommation spécifique de métal dans l'industrie du ciment par l'utilisation de l'acier allié au chrome-molybdène pour la fabrication des corps de broyage (billes).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 427–430

CD 669.225

Voicu Letiția, Ghiță Aurelia et *Chiujdea Viorica* : **Le dosage quantitatif des élements des alliages antifriction à base de Ag—Cu—Cd—Zn—Ni.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 431–433

CD 669.35'24 : 543.062

Fătu M. : **Le dosage complexometrique du nickel dans les alliages au cuivre — nickel.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 434

CD 621.771.2 : 669.11

Chifu Gh. : **Contributions à la détermination de certaines relations mathématiques à l'aide desquelles on puisse prévoir le nécessaire de produits laminés ferreux.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 435–438

CD 662.741.3 : 620.178

Panaitescu Cornelia et *Falk E.* : **Application des méthodes carbopétrographiques au calcul anticipé de la résistance du coke métallurgique.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 439–445

CD 614.8 : 62–237

Zapalcea Gh. : **Solutions concernant la protection du travail appliquées aux installations de levage.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 446–447

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.14 : 620.178.38 : 539.431

Лашку С. и *Букэлою Н.:* **К вопросу о разрушении при изломе сталей, подвергнутых усталостью в условиях высоких напряжений**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 401–404

ДК 622.785

Сзёкс Екатерина и *Сзёкс Шт.:* **Исследование касающееся образования фаялита в железорудном агломерате.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 405–410

ДК 621.771.016.621.89.

Адриан М. и Казимирович Е.: **Исследования по влиянию технологической смазки в процессе горячей прокатки.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 411–413

ДК 669.14–427.4 : 681.32

Тоя А., Тоцие Корнелия и *Гостиан И.:* **Система управления производством путем автоматических средств обработки данных в области производства тяговых канатов.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 414–420

ДК 669.131.8 : 620.186 : 531.43

Круду И., Штефэнеску И., Аврам М., Брэтеску К. и *Морайт Ч.:* **К вопросу о влиянии структуры ковкого перлитного чугуна на антифрикционные свойства (I).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 421–426

ДК 669.15'26'28–194 : 339.44

Пара Елисабета: **Исследования снижения удельного расхода металла в производстве цемента при использовании легированной хромо-молибденовой стали в изготовлении дробительных изделий (дробинки).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 427–430

ДК 669.225

Войку Летиция, Гицэ Аурелия и *Кюждя Биорика:* **Количественная дозировка составляющих элементов антифрикционных сплавов на основе Ag–Cu–Cd–Zn–Ni.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 431–433

ДК 669.35'24 : 543.062

Фэту М.: **Комплексометрическая дозировка никеля в медно-никелевых сплавах.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 434

ДК 621.771.2 : 669.11

Кицу Г.: **Определение некоторых математических связей с помощью которых прогнозируется потребность в железном прокате.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 435–438

ДК 662.741.3 : 620.178

Панаитеску Корнелия и *Фалк Е.:* **Использование углепетрографических методов для предварительного расчета стойкости доменного кокса.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 439–445

614.8 : 62–237

Запалчеа Г.: **Некоторые решения, касающиеся безопасности труда, применяемые на грузоподьёмных установках.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 446–447

INHALT

DK 669.14 : 620.178.38 : 539.431

Laşcu Simion und *Bucăloiu N.* : **Betrachtungen über den Bruch der bei Ermüdung im Bereich der hohen Spannungen beanspruchten Stähle.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 401–404

DK 622.785

Szöcs Ecaterina und *Szöcs Şt.* : **Untersuchungen betreffs Fayalitentstehung im Eisenagglomerat.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 405–410

DK 621.771.016 : 621.892

Adrian M. und *Cazimirovici E.* : **Untersuchungen über den Einfluss der technologischen Schmierung im Warmwalzvorgang.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 411–413

DK 669.14–427.4 : 681.32

Toia A., Toţia Cornelia, und *Gostian I.* : **Produktionsleitungsystem mit automatischen Datenverarbeitungsmitteln im Bereich der Zugseilproduktion.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 414–420

DK 669.131.8 : 620.186 : 531.43

Crudu I., Ştefănescu I., Avram Maria, Brătescu Cr., Moriat R. und *Ştefănescu G.* : **Beiträge zum Studium des Einflusses des Perlittempergussgefüges auf die Antifriktionseigenschaften.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 421–426

DK 669.15'26'28–194 : 339.44

Para Elisabeta : **Untersuchungen über die Metalleinsparung in der Zementindustrie durch Verwendung des legierten Chrommolybdänstahles bei der Herstellung der Mahlkörper (Kugeln).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 427–430

DK 669.225

Voicu Letiţia, Ghiţă Aurelia und *Chiujdea Viorica* : **Die quantitative Dosierung der Bestandteile der auf Grund von Ag—Cu—Cd—Zn—Ni bestehende Antifriktionslegierungen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 431–433

DK 669.35'24 :543.062

Fătu M. : **Die Komplexometrische Dosierung des Nickels in den Kupfer-Nickel-Legierungen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 434

DK 621.771.2 :669.11

Chiţu Gh. : **Beiträge zur Festlegung bestimmter mathematischen Beziehungen mit deren Hilfe der Bedarf an Eisenwalzwaren vorherbestimmt werden kann.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 435–438

DK 662.741.3 :620.178

Panaitescu Cornelia und *Falk E.* : **Anwendung der Karbopetrographischen Methoden bei der Vorberechnung der Festigkeit des Hüttenkokses.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 439–445

DK 614.8 :62–237

Zapalcea Gh. : **Einige bei Aufzuganlagen angewandten Arbeitsschutzlösungen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 446–447

CONTENTS

DC 669.14 : 620.178.38 : 539.431

Lașcu Simion N. and *Bucăloiu N.* : **Considerations regarding the fracture of fatigue stressed steel in the range of high tensions.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 401–404

DC 622.785

Szöcs Ecaterina and *Szöcs Șt.* : **Study regarding fayalite formation in ferrous agglomerates.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 405–410

DC 621.771.016 : 621.892

Adrian M. and *Cazimirovici E.* : **Researches regarding the influence of technologic lubrication in hot roll mill process.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 411–413

DC 669.14–427.4 : 681.32

Toia A., Toția Cornelia and *Costian I.* : **Production management system with automate data -processing means in the field of pull-rope manufacturing.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 414–420

DC 669.131.8 : 620.186 : 531.43

Crudu I., Ștefănescu I., Avram Maria, Brătescu C., Morait R. and Ștefănescu Gh. : **Contributions to the study regarding the influence of the structure of perlitic malleable iron upon the antifriction properties.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 421–426

DC 669.15'26'28–194 : 339.44

Para Elisabeta : **Researches regarding the reduction of the specific consumption of metal in the cement industry by utilisation of chromium-molybdenum alloyed steel for the fabrication of grinding (balls).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 427–430

DC 669.225

Voicu Letiția, Ghiță Aurelia and *Chiujdea Viorica* : **The quantitative determination of the components of the antifriction alloys containing Ag—Cu—Cd—Zn—Ni.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 431–433

DC 669.35'24 : 543.062

Fătu M. : **The complexometric determination of nickel from the copper-nickel alloys.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 434

DC 621.771.2 : 669.11

Chițu Gh. : **Contributions to the establishment of certain mathematic relations, with the help of which it will be possible to provide the necessary ferrous rolled material.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 435–438

DC 662.741.3 : 620.178

Panaitescu Cornelia and *Falk E.* : **The utilisation of carbopetrographic methods for preliminary calculation of metalurgic coke resistance.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 438–445

DC 614.8 : 62–237

Zapalcea Gh. : **Solutions regarding the labour protection applied to elevating installations.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 446–447

METALURGIA

Anul 26 Nr. 6 Iunie 1974

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Laşcu-Simion N. şi *Bucăloiu N.*: **Consideraţii privind ruperea oţelurilor solicitate la oboseală în domeniul tensiunilor ridicate.** 401

Szöcs Ecaterina şi *Szöcs Şt.*: **Studiu privind formarea faialitei în aglomeratul feros** 405

Adrian M. şi *Cazimirovici E.*: **Cercetări privind influenţa lubrifierii tehnologice în procesul de laminare la cald.** 411

Toia A., Toţia Cornelia şi *Gostian I.*: **Sistem de conducere a producţiei, cu mijloace automate de prelucrare a datelor, în sectorul producţiei cablurilor de traeţiune.** 414

Crudu I., Ştefănescu I., Avram Maria., Brătescu Cr., Morait R. şi *Ştefănescu Gh.*: **Contribuţii la studiul influenţei structurii fontelor maleabile perlitice asupra proprietăţilor de antifricţiune (I)** 421

Para Elisabeta: **Cercetări privind reducerea consumului specific de metal în industria cimentului prin utilizarea oţelului aliat crom-molibden la fabricarea corpurilor de măcinare (bile).** . . . 427

REALIZĂRI TEHNICE

Voicu Letiţia, Ghiţă Aurelia şi *Chiujdea Viorica*: **Dozarea cantitativă a elementelor componente ale aliajelor antifricţiune pe bază de Ag—Cu—Cd—Zn—Ni.** 431

Fătu M.: **Dozarea complexometrică a nichelului din aliaje cupru-nichel.** 434

ACTUALITĂŢI

Chiţu Gh.: **Contribuţii la stabilirea unor relaţii matematice cu ajutorul cărora să se prognozeze necesarul de laminate feroase.** 435

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Panaitescu Cornelia şi *Falk E.*: **Utilizarea metodelor carbopetrografice pentru antecalculul rezistenţei cocsului metalurgic.** 439

PROTECŢIA MUNCII

Zapalcea Gh.: **Unele soluţii privind protecţia muncii aplicate la instalaţiile de ridicare** 446

CRONICĂ

RECENZII

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

COMITETUL DE REDACȚIE

A. ANTONESCU, C. AVRAM, ȘT. CARDALEF, V. CHIRIȚĂ, VL. DAVID, A. DIJMĂRESCU, CTIN. DRAGOMIR, I. DRĂGAN, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. GROSU, VL. HOLBAN, A. IEREMIA, B. KONCZ, P. MARCU, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, IG. PAVONI, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Șef rubrică: GEORGETA COMȘA

Tehnoredactor: LYDYA POPESCU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Academiei 7, Sector 1. Telefon: 13.02.28 și 15.81.50/171. Revista este editată de C.D.P.T. — M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul nostru de virament: 30.05.01.00. B.N. a Republicii Socialiste România — Sector 1. M.I.M. — Centrul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni, ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul — Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23—25. Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D. G. P. T. nr. 560/426/1969

I. P. 1. c. 1185

42 406

SOMMAIRE

CD 669.14 : 620.178.38 : 539.431

Lașcu Simion N. et *Bucăloiu N.* : **Considérations concernant la rupture des aciers sollicités à la fatigue dans le domaine des hautes contraintes.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 401–404

CD 622.785

Szöcz Ecaterina et *Szöcs St.* : **Étude concernant la formation de la faillalite dans l'agglomérat ferreux.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 405–410

CD 621.771.016 : 621.892

Adrian M. et *Cazimirovici E.* : **Recherches concernant l'influence de la lubrification technologique au cours de l'opération de laminage à chaud.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 411–413

CD 669.14–427.4 : 681.32

Toia A., Toția Cornelia et *Gostian I.* : **Système destiné à diriger la production à l'aide de moyens automatiques pour l'interprétation des données, dans le secteur de la production des câbles de traction.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 414–420

CD 669.131.8 : 620.186 : 531.43

Crudu I., Ștefănescu I., Avram Maria, Brătescu Cr., Morait R. et *Ștefănescu Gh.* : **Contributions à l'étude de l'influence de la structure des fontes malléables perlitiques sur les propriétés d'antifriction.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 421–426

CD 669.15'26'28–194 : 339.44

Para Elisabeta : **Recherches concernant la réduction de la consommation spécifique de métal dans l'industrie du ciment par l'utilisation de l'acier allié au chrome-molybdène pour la fabrication des corps de broyage (billes).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 427–430

CD 669.225

Voicu Letiția, Ghiță Aurelia et *Chiujdea Viorica* : **Le dosage quantitatif des éléments des alliages antifriction à base de Ag—Cu—Cd—Zn—Ni.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 431–433

CD 669.35'24 : 543.062

Fătu M. : **Le dosage complexométrique du nickel dans les alliages au cuivre — nickel.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 434

CD 621.771.2 : 669.11

Chițu Gh. : **Contributions à la détermination de certaines relations mathématiques à l'aide desquelles on puisse prévoir le nécessaire de produits laminés ferreux.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 435–438

CD 662.741.3 : 620.178

Panaitescu Cornelia et *Falk E.* : **Application des méthodes carbopétrographiques au calcul anticipé de la résistance du coke métallurgique.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 439–445

CD 614.8 : 62–237

Zapalcea Gh. : **Solutions concernant la protection du travail appliquées aux installations de levage.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 446–447

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.14 : 620.178.38 : 539.431

Лашку С. и *Букэлою Н.:* **К вопросу о разрушении при изломе сталей, подвергнутых усталостью в условиях высоких напряжений**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 401–404

ДК 622.785

Сзёкс Екатерина и *Сзёкс Шт.:* **Исследование касающееся образования фаялита в железорудном агломерате.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 405–410

ДК 621.771.016.621.89.

Адриан М. и Казимирович Е.: **Исследования по влиянию технологической смазки в процессе горячей прокатки.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 411–413

ДК 669.14–427.4 : 681.32

Тоя А., Тоцк Корнелия и *Гостиан И.:* **Система управления производством путем автоматических средств обработки данных в области производства тяговых канатов.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 414–420

ДК 669.131.8 : 620.186 : 531.43

Круду И., Штефэнеску И., Аврам М., Брэтеску К. и *Морайт Ч.:* **К вопросу о влиянии структуры ковкого перлитного чугуна на антифрикционные свойства (I).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 421–426

ДК 669.15'26'28–194 : 339.44

Пара Елисабета: **Исследования снижения удельного расхода металла в производстве цемента при использовании легированной хромо-молибденовой стали в изготовлении дробительных изделий (дробинки).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 427–430

ДК 669.225

Войку Летиция, Гицэ Аурелия и *Кюждя Биорика:* **Количественная дозировка составляющих элементов антифрикционных сплавов на основе Ag–Cu–Cd–Zn–Ni.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 431–433

ДК 669.35'24 : 543.062

Фэту М.: **Комплексометрическая дозировка никеля в медно-никелевых сплавах.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 434

ДК 621.771.2 : 669.11

Кицу Г.: **Определение некоторых математических связей с помощью которых прогнозируется потребность в железном прокате.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 435–438

ДК 662.741.3 : 620.178

Панаитеску Корнелия и *Фалк Е.:* **Использование углепетрографических методов для предварительного расчета стойкости доменного кокса.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 439–445

614.8 : 62–237

Запалчеа Г.: **Некоторые решения, касающиеся безопасности труда, применяемые на грузоподьёмных установках.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 446–447

INHALT

DK 669.14 : 620.178.38 : 539.431

Laşcu Simion und *Bucăloiu N.* : **Betrachtungen über den Bruch der bei Ermüdung im Bereich der hohen Spannungen beanspruchten Stähle.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 401–404

DK 622.785

Szöcs Ecaterina und *Szöcs Şt.* : **Untersuchungen betreffs Fayalitentstehung im Eisenagglomerat.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 405–410

DK 621.771.016 : 621.892

Adrian M. und *Cazimirovici E.* : **Untersuchungen über den Einfluss der technologischen Schmierung im Warmwalzvorgang.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 411–413

DK 669.14–427.4 : 681.32

Toia A., Toţia Cornelia, und *Gostian I.* : **Produktionsleitungsystem mit automatischen Datenverarbeitungsmitteln im Bereich der Zugseilproduktion.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 414–420

DK 669.131.8 : 620.186 : 531.43

Crudu I., Ştefănescu I., Avram Maria, Brătescu Cr., Moriat R. und *Ştefănescu G.* : **Beiträge zum Studium des Einflusses des Perlittempergussgefüges auf die Antifriktionseigenschaften.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 421–426

DK 669.15'26'28–194 : 339.44

Para Elisabeta : **Untersuchungen über die Metalleinsparung in der Zementindustrie durch Verwendung des legierten Chrommolybdänstahles bei der Herstellung der Mahlkörper (Kugeln).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 427–430

DK 669.225

Voicu Letiţia, Ghiţă Aurelia und *Chiujdea Viorica* : **Die quantitative Dosierung der Bestandteile der auf Grund von Ag—Cu—Cd—Zn—Ni bestehende Antifriktionslegierungen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 431–433

DK 669.35'24 :543.062

Fătu M. : **Die Komplexometrische Dosierung des Nickels in den Kupfer-Nickel-Legierungen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 434

DK 621.771.2 :669.11

Chiţu Gh. : **Beiträge zur Festlegung bestimmter mathematischen Beziehungen mit deren Hilfe der Bedarf an Eisenwalzwaren vorherbestimmt werden kann.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 435–438

DK 662.741.3 :620.178

Panaitescu Cornelia und *Falk E.* : **Anwendung der Karbopetrographischen Methoden bei der Vorberechnung der Festigkeit des Hüttenkokses.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 439–445

DK 614.8 :62–237

Zapalcea Gh. : **Einige bei Aufzuganlagen angewandten Arbeitsschutzlösungen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 446–447

CONTENTS

DC 669.14 : 620.178.38 : 539.431

Laşcu Simion N. and *Bucăloiu N.*: **Considerations regarding the fracture of fatigue stressed steel in the range of high tensions.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 401–404

DC 622.785

Szöcs Ecaterina and *Szöcs Şt.*: **Study regarding fayalite formation in ferrous agglomerates.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 405–410

DC 621.771.016 : 621.892

Adrian M. and *Cazimirovici E.*: **Researches regarding the influence of technologic lubrication in hot roll mill process.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 411–413

DC 669.14–427.4 : 681.32

Toia A., Toţia Cornelia and *Costian I.*: **Production management system with automate data -processing means in the field of pull-rope manufacturing.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 414–420

DC 669.131.8 : 620.186 : 531.43

Crudu I., Ştefănescu I., Avram Maria, Brătescu C., Morait R. and Ştefănescu Gh.: **Contributions to the study regarding the influence of the structure of perlitic malleable iron upon the antifriction properties.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 421–426

DC 669.15'26'28–194 : 339.44

Para Elisabeta: **Researches regarding the reduction of the specific consumption of metal in the cement industry by utilisation of chromium-molybdenum alloyed steel for the fabrication of grinding (balls).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 427–430

DC 669.225

Voicu Letiţia, Ghiţă Aurelia and *Chiujdea Viorica*: **The quantitative determination of the components of the antifriction alloys containing Ag—Cu—Cd—Zn—Ni.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 431–433

DC 669.35'24 : 543.062

Fătu M.: **The complexometric determination of nickel from the copper-nickel alloys.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 434

DC 621.771.2 : 669.11

Chiţu Gh.: **Contributions to the establishment of certain mathematic relations, with the help of which it will be possible to provide the necessary ferrous rolled material.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 435–438

DC 662.741.3 : 620.178

Panaitescu Cornelia and *Falk E.*: **The utilisation of carbopetrographic methods for preliminary calculation of metalurgic coke resistance.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 438–445

DC 614.8 : 62–237

Zapalcea Gh.: **Solutions regarding the labour protection applied to elevating installations.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 6, p. 446–447

METALURGIA 6 1974

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Dr. ing. N. Laşcu-Simion şi ing. N. Bucăloiu

Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

Consideraţii privind ruperea oţelurilor solicitate la oboseală în domeniul tensiunilor ridicate

CZ 669.14 : 620.178.38 : 539.431

Curba lui Wöhler (tensiune — număr de cicluri) poate fi împărţită în două porţiuni: zona tensiunilor care duc la rupere în urma unui număr mic de cicluri de solicitare şi zona tensiunilor care duc la rupere în urma unui număr mare de cicluri de solicitare. În literatura de specialitate [1] se consideră că intervalul de 10^3—10^4 cicluri este reprezentativ pentru a separa cele două zone. În ultimul deceniu o atenţie sporită a început să fie acordată zonei tensiunilor care duc la rupere în urma unui număr mic de cicluri (denumită în literatura străină: Low cycle fatigue sau Maloticlovaia ustalosti) datorită interesului pe care îl prezintă atît din punct de vedere practic (cazul vaselor sub presiune, cisternelor de gaz lichefiat, utilajelor tehnologice, vehicolelor aerospaţiale etc. unde aceste solicitări se întîlnesc frecvent), cît şi teoretic prin prisma posibilităţilor de explicare a fenomenului. Experimentările efectuate în diferite ţări, a căror sinteză este prezentată în lucrarea [2], au permis să se releve existenţa unor discontinuităţi ale curbei clasice de oboseală trasate de Wöhler ca cele din figura 1. La constatările sus-menţionate se adaugă şi evidenţierea unor moduri diferite de producere a ruperii epruvetelor respective (fig. 2) [2].

În urma cercetărilor efectuate s-a ajuns la următoarele concluzii privind aceste discontinuităţi:

— Discontinuităţile au fost observate la prezentarea rezultatelor de oboseală executate pe probe solicitate prin sarcini: axiale, încovoiere rotativă, încovoiere plană şi torsiune;

— Fenomenul de discontinuitate a fost scos în evidenţă prin încercarea la oboseală atît a epruvetelor netede, cît şi a celor crestate;

— Discontinuităţile au fost observate într-un domeniu foarte larg al frecvenţelor de încercare la oboseală, domeniu variind între 0,25 şi 1 000 Hz;

— Fenomenul a fost observat atît pe metale policristaline, cît şi pe monocristale;

— Discontinuităţile implică o creştere sau o descreştere a rezistenţei la oboseală cu creşterea tensiunii, depinzînd de materialul folosit şi de condiţiile de prelevare.

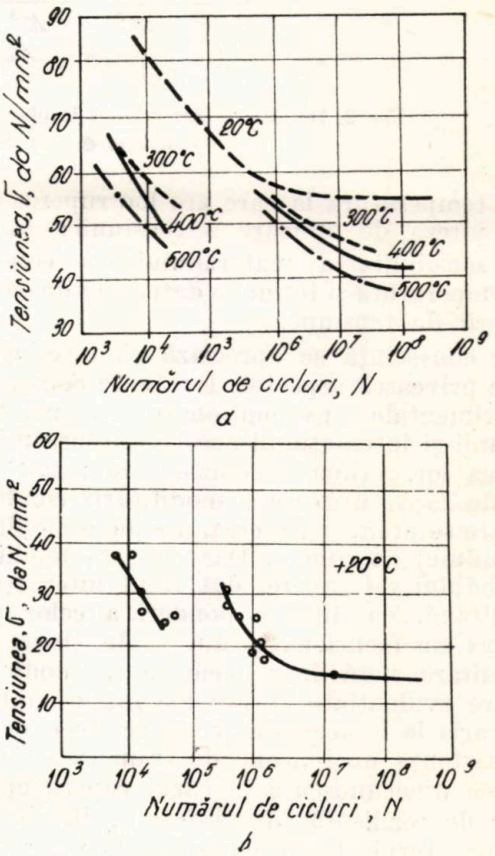


Fig. 1. Curba Wöhler în cazul:
a — aliaj Ti—A16—V_4 încercat la diferite temperaturi (epruvete netede); *b* — aliaj de aluminiu încercat la + 20°C (epruvete cu concentrator).

După părerea noastră, abordarea de pînă acum a acestor fenomene este realizată pe

cazuri particulare fără a se analiza ansamblul implicaţiilor ce decurg. Este cunoscut [3] că, în general, modul de rupere a unui material este dependent de patru factori principali:

— nivelul tensiunii aplicate;

deosebită importanţă teoretică, depăşeşte, datorită complexităţii acesteia, cadrul unui articol.

În cele ce urmează se vor prezenta însă rezultatele unor experimentări efectuate în vederea evidenţierii aspectelor legate de modul

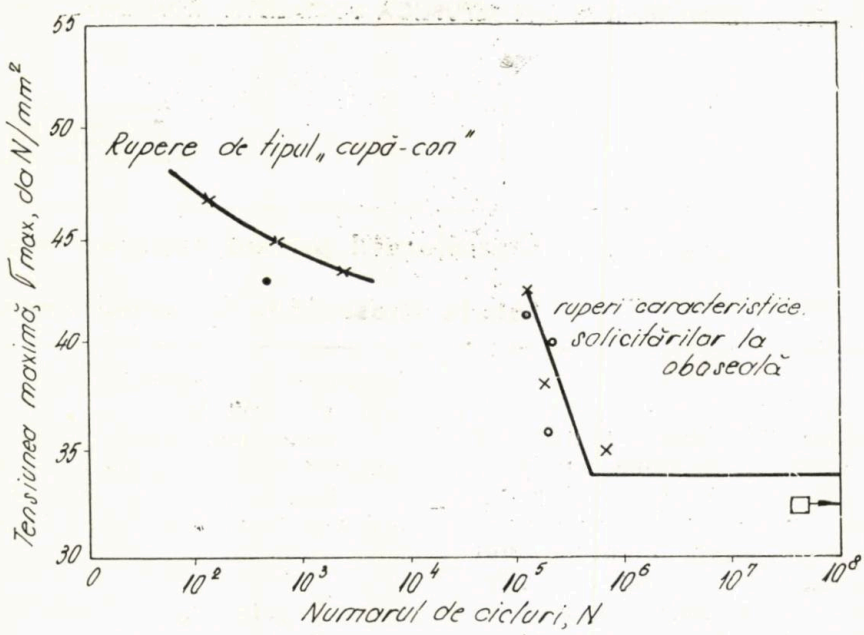


Fig. 2. Rezultatele încercărilor la oboseală a unor epruvete din oţel carbon supuse la tracţiune: x — 5 cicluri/s; ● — 1/4 cicluri/s; o — 1/4—5 cicluri/s; □ — 5—30 cicluri/s.

— temperatura la care are loc ruperea;

— viteza de aplicare a tensiunii;

— sensibilitatea materialului, în condiţiile de temperatură şi tensiune date, faţă de concentratorii de tensiune.

În consecinţă se apreciază că este necesar să se privească aspectele legate de constatările experimentale sus-menţionate ca rezultatul acţiunii şi interacţiunii acestor factori în conexiunea lor. Prima concluzie care rezultă este că, de fapt, urmare a modificării condiţiilor în care se produce ruperea, are loc o modificare a modului de rupere. Dar această modificare a modului de rupere, dat fiind interacţiunea simultană, cu diferite ponderi, a celor patru factori sus-menţionaţi, nu poate duce la o delimitare netă între cele două moduri de rupere evidenţiate ci are loc într-un interval de variaţie a acestora, ceea ce duce evident la existenţa unei „zone de tranziţie" similare cu cea binecunoscută în cazul ruperii epruvetelor de rezilienţă (ductil-fragil). Privită prin prisma rezultatelor experimentale obţinute, acest „interval de tranziţie" se poate pune în evidenţă ca în figura 3 (*a* şi *b*) în care se prezintă rezultatele experimentale indicate în figura 1 (*a* şi *b*), prelucrate conform consideraţiilor sus-arătate.

Posibilitatea verificării experimentale a ipotezelor de mai sus, care sînt considerate de o cum se propagă ruperea în condiţii diferite de solicitare şi temperatură.

Experimentările s-au condus pe epruvete dintr-un oţel moale (OL 44—3 K conform STAS 500—68), a cărui compoziţie chimică şi caracteristici mecanice sînt date în tabela 1. Programul de experimentări este indicat în tabela 2 şi permite să se constate că s-au urmărit punerea în evidenţă a influenţei următorilor parametri:

Influenţa nivelului tensiunii maxime aplicate în condiţiile:

— temperatură constantă — cu şi fără concentrator de tensiune;

— temperatură variabilă — cu concentrator de tensiune;

— temperatură variabilă — fără concentrator de tensiune.

Influenţa temperaturii de încercare în condiţiile:

— tensiune maximă constantă — cu şi fără concentrator de tensiune;

— tensiune maximă variabilă — cu concentrator de tensiune;

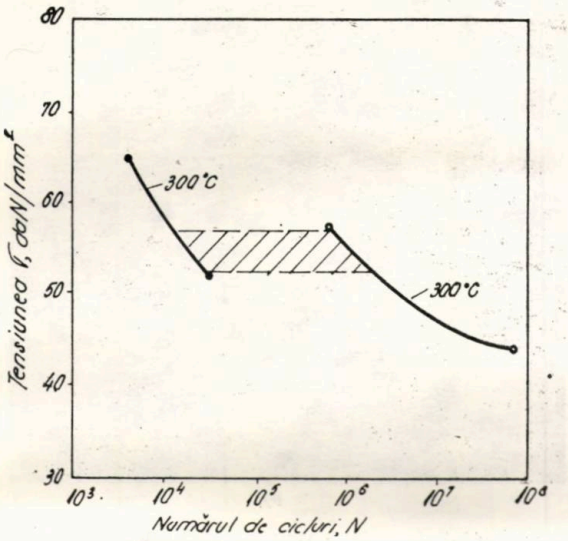
— tensiune maximă variabilă — fără concentrator de tensiune.

Sensibilitatea la concentratorii de tensiune în condiţiile:

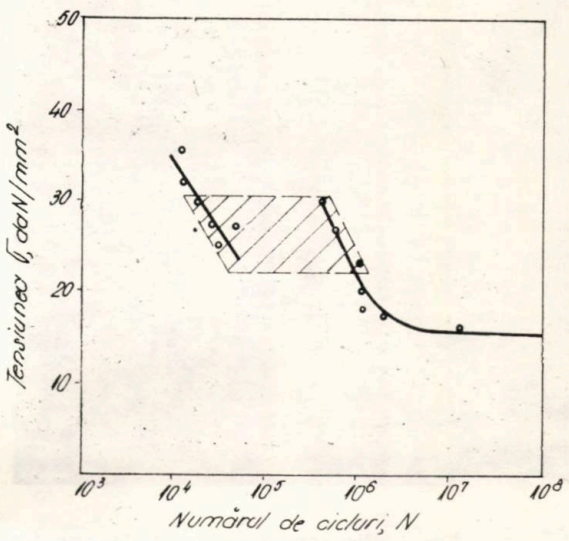
— tensiune maximă constantă — temperatură variabilă;

— tensiune maximă constantă — temperatură constantă.

Experimentările s-au executat pe o maşină cu pulsator cu frecvenţa de solicitare de 100 cicluri/min şi cuptor pentru încercări la cald.



a)



b)

Fig. 3. Schema de evidenţiere a zonei de tranziţie prin prelucrarea datelor din figurile 1, *a* şi 1, *b*.

Analiza suprafeţelor de rupere ale epruvetelor încercate în condiţiile din tabela 2 s-a executat cu ajutorul unui microscop electronic cu baleiaj

Tabela 1

Compoziţia chimică, %						Caracteristicile mecanice			
C	Mn	Si	P	S	Al	R_c' daN/mm²	R_r daN/mm²	A_5,%	Z,%
0,19	0,96	0,20	0,025	0,016	0,041	28,0	47,0	28	56

Tabela 2

Temperatura de încercare, °C	Tensiunea maximă, $\sigma_{max.}$, daN/mm²	Tensiunea minimă, $\sigma_{min.}$, daN/mm²	Epruvetă netedă	Epruvetă * cu concentrator
+ 20	45	13	×	×
	40	13	×	×
	35	13	×	×
	30	13	×	—
+300	45	13	×	×
	40	13	×	×
	35	13	×	×

* Coeficientul KT = 2.

şi a permis să se contureze următoarele constatări principale:

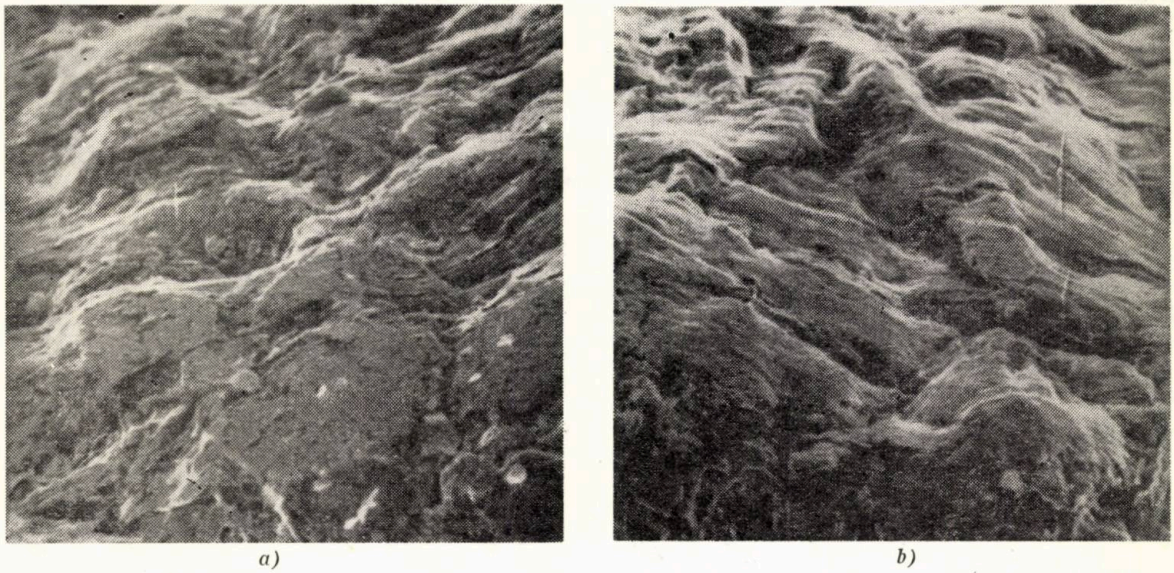
— Epruvetele netede (fără concentrator) rupte la + 20°C sau la + 300°C prezintă aspectul general al casurii caracteristic ruperilor prin oboseală. Zona cu striuri este mai importantă în cazul tensiunilor mai mici (fig. 4, *a*) şi al epruvetelor încercate la + 20°C (fig. 4, *b*). În zona în care ruperea s-a produs ca urmare a depăşirii capacităţii de rezistenţă aspectul este caracteristic unei ruperi mixte. La tensiuni mari (fig. 5) se constată o trecere bruscă de la zona striată la o rupere cu numeroase zone de clivaj.

— Epruvetele cu concentrator rupte la temperatura de + 300°C, la care materialul prezintă o tendinţă de fragilizare, nu prezintă pe casură zona striată caracteristică ruperilor prin oboseală. Aspectul general al suprafeţei de rupere este caracteristic unei ruperi mixte cu numeroase zone de rupere prin clivaj (fig. 6). La epruvetele cu concentrator rupte la + 20°C se constată în apropierea suprafeţei o zonă cu striuri caracteristice fenomenului de oboseală. Această zonă are o suprafaţă mare în cazul tensiunilor mai mici.

— Nu s-a putut face o distincţie netă între cele două moduri de rupere evidenţiate în figura 2 în urma cercetărilor lui Williams şi Shiminmim [4], ci se constată o trecere progresivă de la o rupere cu pronunţat caracter fragil spre o rupere specifică solicitărilor prin oboseală.

În concluzie se pare că rezultatele experimentale obţinute susţin ipoteza autorilor referi-

toare la existența unei „zone de tranziție" între cele două porțiuni ale curbei lui Wöhler, ceea ce explică atît existența discontinuităților constatate — în anumite cazuri — în alura acestei curbe, cît și comportarea diferită a materialului în condiții de solicitare similare.



a) *b)*

Fig. 4. Microfractografia zonei în care fisura s-a propagat datorită tensiunilor variabile:
a — σ_{max} = 35 daN/mm², epruvetă netedă, temperatura de încercare 300°C, x 600; *b* — σ_{max} = 30 daN/mm², epruvetă netedă, temperatura de încercare 20°C, x 600.

Fig. 5. Microfractografia zonei în care fisura de oboseală a amorsat ruperea datorită depășirii capacității de rezistență a oțelului:
σ_{max} = 45 daN/mm², epruvetă netedă, temperatura de încercare + 20°C, x 600.

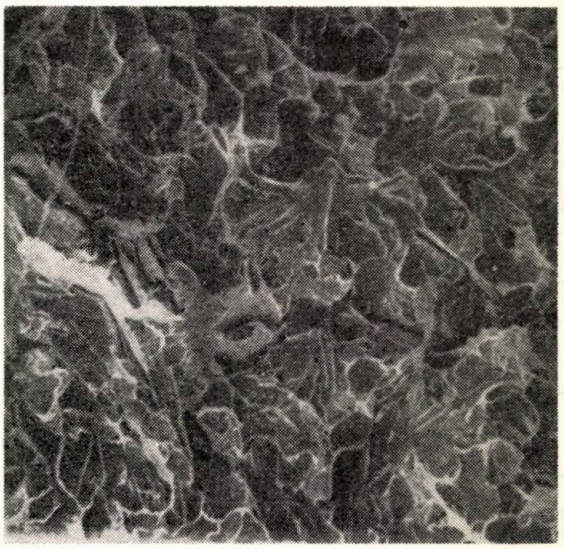


Fig. 6. Microfractografia suprafeței de rupere a unei epruvete cu concentrator încercate la + 300°C:
σ_{max} = 45 daN/mm², x 600.

BIBLIOGRAFIE

[1] Madayag A. F. *Metal Fatigue: Theory and Design.* John Wiley Inc., New York, 1969.

[2] * * * *Symposium on Experimental Techniques.* Applied Mechanics, part. II. Institutul politehnic, București, 1972, p. 110—131.

[3] Dieter Ir. G. E. *Metalurgie Mecanică.* București, Ed. tehnică, 1970.

[4] Shiminin K. și Williams T. R. G. *Metalurgia and Metal Forming*, 1971, nr. 11, p. 1171—1180.

Ing. Ecaterina Szöcs şi ing. Şt. Szöcs
Uzina de fier „Vlăhiţa"

Studiu privind formarea faialitei în aglomeratul feros

CZ 622.785

Procesul de aglomerare a minereurilor de fier are un caracter complex. El se desfăşoară în cadrul unui sistem trifazic : solid-gazos-lichid, cu un număr mare de componenţi. Din punct de vedere macrocinetic seamănă cu procesul tip : amestecare—reacţie chimică—formare şi creştere de germeni—desorbţie [1], procese care au loc într-un interval de timp redus cu o creştere mare de temperatură.

Compoziţia chimică şi mai ales caracteristicile cristalografice determină reductibilitatea aglomeratului obţinut.

Concentratul flotat de siderită are o granulaţie foarte fină ; fracţia de bază : 0—0,07 mm—66 %. Disocierea carbonatului de fier are loc mai rapid, la o temperatură mai mică decît a calcarului sau a dolomitei [2], conform reacţiei :

$$4FeCO_3 = FeO + Fe_3O_4 + 3CO_2 + CO$$

Oxidarea oxizilor de fier are loc mai departe cu CO_2 sau cu oxigenul din aer.

Magnetita în contact cu cristalele de cuarţ formează faialita $(FeO)_2SiO_2$, un compus greu reductibil.

Reductibilitatea aglomeratului depinde, în mare măsură, de conţinutul în Fe^{II}. Reacţia de formare a faialitei este :

$$2Fe_3O_4 + 3SiO_2 + 2CO = 3Fe_2SiO_4 + 2CO_2 \quad (1)$$

Luînd şi reacţia de oxidare a magnetitei :

$$2Fe_3O_4 + 1/2\ O_2 = 3Fe_2O_3 \quad (2)$$

cu ajutorul datelor termodinamice se calculează ce cantitate de oxid feros se combină formînd Fe_2SiO_4, respectiv ce cantitate se află sub formă liberă sau uşor reductibilă. Pentru simplificare se consideră că numai oxidul feros va reacţiona cu bioxidul de siliciu :

$$2FeO + SiO_2 = Fe_2SiO_4 \quad (1)$$

$$2FeO + 1/2\ O_2 = Fe_2O_3 \quad (2)$$

Constantele de echilibru pentru cele două reacţii sînt următoarele :

$$K_1 = \frac{[Fe_2\ SiO_4]}{[FeO]^2[SiO_2]} \quad (3)$$

$$K_2 = \frac{[Fe_2\ O_3]}{[FeO]^2\ pO_2^{1/2}} \quad (4)$$

Din relaţia (4) : $[FeO]^2 = \frac{[Fe_2\ O_3]}{K_2 \cdot pO_2^{1/2}}$, înlocuind în relaţia (3) se obţine :

$$K_1 = \frac{[Fe_2\ SiO_4] \cdot K_2 \cdot pO_2^{1/2}}{[Fe_2O_3] \cdot [SiO_2]}, \quad (5)$$

de unde :

$$[Fe_2\ SiO_4] = \frac{K_1}{K_2} \frac{[Fe_2O_3] \cdot [SiO_2]}{pO_2^{1/2}} \quad (6)$$

Cantitatea totală de oxid feros se compune din două părţi : cea care se află în stare liberă sau magnetită şi cea care se află în faialită :

$$[FeO]_{tot} = [FeO]_{liber} + \frac{144}{204}[Fe_2SiO_4] \quad (7)$$

Înlocuind ecuaţia (6) în ecuaţia (7) se obţine :

$$[FeO]_{tot} = [FeO]_{liber} +$$

$$+ 0{,}705 \cdot \frac{K_1}{K_2} \frac{[Fe_2O_3] \cdot [SiO_2]}{pO_2^{1/2}} \quad (8)$$

Constanta de echilibru a unei reacţii se poate calcula pe baza datelor termodinamice cu relaţia :

$$\lg K = \frac{-\Delta_R G_T^\circ}{2{,}303 \cdot R \cdot T},$$

în care :

$\Delta_R G_T^\circ$ reprezintă energia liberă de reacţie, KJ/mol ;
R — constanta gazelor, KJ/mol·grd ;
T — temperatura, °K.

Energia liberă de reacţie se calculează cu relaţiile :

$$\Delta_R G_T^\circ = \Delta_R H_T^\circ - T \cdot \Delta_R S_T^\circ$$

$$\Delta_R H_T^\circ = \Delta_R H_{298}^\circ + \int_{298}^{T} \Delta_R C_p \cdot dT$$

$$\Delta_R S_T^\circ = \Delta_R S_{298}^\circ + \int_{298}^{T} \frac{\Delta_R C_p}{T} \cdot dT$$

$$\Delta_R H_{298}^\circ = \Sigma \partial_i \cdot H_{fi}$$

$$\Delta_R S_{298}^\circ = \Sigma \partial_i \cdot Si$$

$$\Delta_R C_p = \Sigma \partial_i \cdot C_{pi},$$

în care :

$\Delta_R H^\circ_T$ este entalpia de reacţie, KJ/mol;
$\Delta_R S^\circ_T$ — entalpia de reacţie, KJ/mol·grd;
$\Delta_R C_p$ — incrementul căldurii specifice, kcal/mol·grd;
∂_i — coeficientul stoechiometric;
H_{fi} — entalpia de formare, KJ/mol;
Si — entropia de formare, KJ/mol·grd.

Conform (3) s-a pornit de la datele din tabela 1.

Tabela 1

Denumirea subst.	ΔH°, kcal/mol	S_{298} cal/mol·grd	$\Delta R\ G^\circ_{298}$ kcal/mol	C_p cal/mol·grd
FeO	− 64,2	14,2	—	$12{,}62+0{,}001492T-76200/T^2$
Fe_2O_3	−198,5	21,5	—	$24{,}72+0{,}01604T-423400/T^2$
O_2	0	49,0	0	$6{,}13+0{,}00299T-8{,}06\cdot10^{-7}/T^2$

Calculele s-au făcut pentru temperatura de 1 473°K. Pentru reacţia (1), neavînd date termodinamice necesare, constantele de echilibru se calculează conform relaţiei [4]:

$$\lg\frac{1}{K_1}=\frac{-15\cdot760}{T}+9{,}11$$

$$\lg\frac{1}{K_1}=\frac{-15\cdot760}{1\,473}+9{,}11=-1{,}59=\bar{2}{,}41$$

$K_1 = 38{,}93$

Căldurile specifice calculate ale substanţelor pentru reacţia (2) au valorile arătate în tabela 2.

Tabela 2

Componenţii	C_p cal/mol·grd				
	298°K	573°K	973°K	1 273°K	1 473°K
FeO	12,21	13,31	13,95	14,52	14,79
Fe_2O_3	24,72	32,62	39,83	44,50	48,13
O_2	6,95	7,58	8,29	8,65	8,81

Incrementul entalpiei de reacţie pentru reacţia (2) este :

$$\Delta_{R_2} H^0_{298} = -198{,}5+2\times64{,}2=$$

$$=-70{,}1\text{ kcal/mol}=-294\text{ KJ/mol.}$$

Incrementul entropiei de reacţie :

$$\Delta_{R_2} S^0_{298} = -131{,}6\text{ J/mol·grd.}$$

Incrementul entalpiei libere de reacţie :

$$\Delta_{R_2} H^0_{298} - T\cdot\Delta_{R_2} S^0_{298} = 254{,}6\text{ KJ/mol.}$$

Incrementul căldurii specifice pentru reacţia (2) are valorile redate în tabela 3.

Tabela 3

T, °K	$\Delta R_2 C_{pT}$ cal/mol·grd	$\Delta R_{2p} C\ T/T$ cal/mol·grd²
298	−3,17	−0,01062
573	2,21	0,00386
973	7,79	0,00801
1 273	11,14	0,00874
1 473	14,14	0,00960

Corecţiile de temperatură se calculează cu ajutorul integralelor de suprafaţă conform figurilor 1 şi 2.

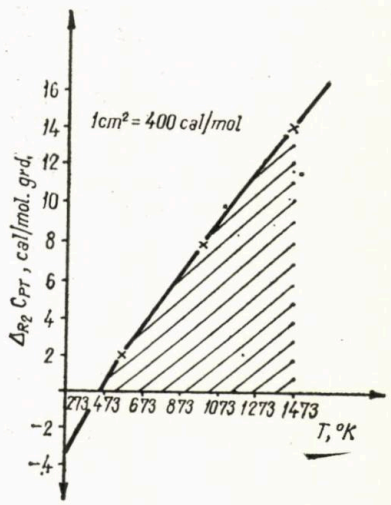


Fig. 1.

$$\int_{298}^{1473}\Delta_{R_2} C_{pT}\cdot dT = 29{,}5\text{ KJ/mol.}$$

$$\int_{298}^{1473}\frac{\Delta_{R_2} C_{pT}}{T}\cdot dT = 25{,}48\text{ J/mol·grd.}$$

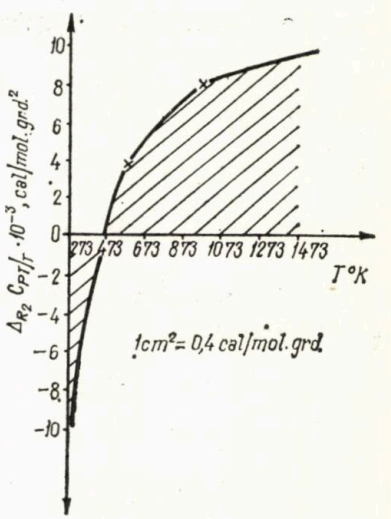


Fig. 2

$$\Delta_{R_2} H_T^\circ = -\ 264{,}5\ \text{KJ/mol.}$$

$$\Delta_{R_2} S_T^\circ = -\ 106{,}1\ \text{J/mol·grd.}$$

Entalpia liberă de reacţie la 1 473°K are valoarea :

$$\Delta_{R_2} G_T^\circ = -\ 264{,}5 + 1\,473 \cdot 0{,}1061 =$$

$$= -\ 108{,}1\ \text{KJ/mol.}$$

Constanta de echilibru pentru reacţia (2) va fi :

$$\lg K_2 = -\frac{\Delta_{R_2} G_T^\circ}{2{,}303 \cdot R \cdot T} = \frac{108{,}100}{2{,}303 \cdot 8{,}3 \cdot 14 \cdot 1473} =$$

$$= 3{,}83$$

$$K_2 = 6\,760$$

Compoziţia aglomeratului feros studiat este următoarea :

$$Fe_{tot} = 48\,\%\ ;$$

$$FeO_{tot} = 26\,\%;$$

$$Fe_2O_3 = 39{,}8\,\%\ ;$$

$$SiO_2 = 18\,\%\ ;$$

$$O_2 = 1{,}3\,\%.$$

Înlocuind datele în ecuaţia (8) se obţine :

$$26 = [FeO]_{liber} \cdot 0{,}705 \cdot \frac{38{,}93 \cdot 39{,}8 \cdot 18}{6\,760 \cdot 0{,}013^{1/2}}$$

$$26 = [FeO]_{liber} + 25{,}52$$

$$[FeO]_{liber} = 0{,}48$$

Deci din cantitatea totală de 26% FeO numai 0,48 % FeO nu se află legată în faialită, marea majoritate fiind în această combinaţie greu reductibilă.

Posibilitatea de desfăşurare a reacţiei de descompunere a faialitei se poate afla din semnul entalpiei libere de reacţie : $\Delta_R G_T^\circ$.

Neavînd date termodinamice necesare, $\Delta_{R_1} G_T^\circ$ se calculează cu ajutorul constantei de echilibru K_1 :

$$\lg K_1' = \frac{-\Delta_{R_1} G_T^\circ}{2{,}303 \cdot R \cdot T}$$

La 1 200°C $K_1 = 0{,}025$

$$\Delta_{R_1} G_T^\circ = 10\,700\ \text{cal/mol.}$$

Deci la 1 200°C reacţia de descompunere a faialitei nu are loc. Din calcule rezultă că reacţia începe să aibă loc de la 1 470°C, peste care $\Delta_{R_1} G_T^\circ < 0$. Astfel faialita ajunge neredusă pînă în zona creuzetului, unde reducerea are loc pe seama carbonului solid.

În continuare se calculează căldura necesară descompunerii faialitei la 1 500°C, după reacţia :

$$Fe_2SiO_4 = 2FeO + SiO_2$$

În sistemul FeO — SiO_2 se formează mai mulţi compuşi, dintre care în afară de faialită toţi se descompun înainte de temperatura de topire.

Pentru distrugerea legăturii FeO—SiO_2 în faialită este necesară ridicarea temperaturii sistemului peste temperatura de topire a acestuia. Prin urmare descompunerea faialitei cere un consum mare de energie.

Conform [5] efectul termic de reacţie este diferenţa dintre energia de activare a reacţiei directe şi inverse.

$\Delta_{R_1} H_T^\circ = \vec{E}a - \overleftarrow{E}a$, în care :

$\vec{E}a$ este energia de activare a reacţiei directe

$$Fe_2SiO_4 = 2\ FeO + SiO_2$$

$\overleftarrow{E}a$ — energia de activare a reacţiei inverse

$$2FeO + SiO_2 = Fe_2SiO_4$$

Efectul termic al reacţiei (1) se poate calcula din expresia constantei de echilibru a acestei reacţii.

$\lg K_1' = \frac{A}{T} + B$, unde constantele A şi B au expresia :

$$A = -\frac{\Delta_R H_T}{2{,}303 \cdot R} \qquad B = \frac{\Delta_R S_T^\circ}{2{,}303 \cdot R}$$

În cazul de faţă $A = -\ 15\,750$, iar efectul termic de reacţie corespunzător este :

$$\Delta_R H_T^\circ = 72\,200\ \text{cal/mol.}$$

Energia de activare a reacţiei de descompunere a faialitei $\vec{E}a$ este :

$$\vec{E}a = R_1\ H_T^\circ + \overleftarrow{E}a$$

Datorită faptului că $\Delta_{R_1} H_T^\circ > 0$ şi căldura de activare $\overleftarrow{Ea} > 0$ este totdeauna o cantitate de căldură pozitivă, energia de activare a reacţiei directe va fi mai mare decît efectul termic al acestei reacţii :

$$\overrightarrow{Ea} > \Delta_{R_1} H_T^\circ$$

Actualmente literatura de specialitate nu indică mărimea constantei vitezei de reacţie pentru a putea calcula energia de activare $\overleftarrow{Ea}$.

Lucrînd cu efectul termic de reacţie în locul energiei de activare $\overrightarrow{Ea}$ se poate calcula aproximativ cantitatea de căldură consumată pentru descompunerea faialitei. Astfel datele obţinute vor avea valori mai mici decît cele reale.

La calculul consumului de mangal necesar descompunerii faialitei în furnal se ia pentru energia de descompunere valoarea :

$$Ed \geqslant 72\,200 \text{ cal/mol}$$

Pentru 26 kg FeO corespunde $\frac{204}{144} \cdot 26 = 36{,}9$ kg faialită.

204 kg faialită	72 200 cal
36,9	x

$x = 13\,050$ cal.

Pe o tonă de aglomerat se obţine un consum suplimentar de căldură de 130 500 kcal, necesar descompunerii faialitei.

Cantitatea necesară de mangal este :

$$M = \frac{130\,500}{7\,400 \cdot 0{,}45 \cdot 0{,}72} = 54{,}4 \text{ mangal},$$

unde :

7 400 este puterea calorifică a mangalului, cal/kg;
0,45 — randamentul carbonului în furnal;
0,72 — conţinutul de carbon din mangal.

Dacă se merge cu 2 t aglomerat pe tona de fontă sînt necesare 108,8 kg mangal în surplus. Acest consum se poate aprecia la mai mult, întrucît mangalul calculat este cantitatea minimă, după cum de altfel s-a mai amintit la calculul energiei de descompunere a faialitei.

În practica elaborării fontei în furnal s-a dovedit influenţa faialitei la mărirea considerabilă a consumului de mangal. Astfel de la aglomeratul feros, cu un procent scăzut de retur, s-a trecut la aglomeratul autofondant, cu un indice de bazicitate de 0,5 %, 0,6 %, mai friabil şi cu un procent mai mare de retur.

Prezenţa oxidului de calciu în şarja de aglomerare împiedică, în mare măsură, formarea faialitei.

Afinitatea oxidului de calciu faţă de bioxidul de siliciu este mai mare decît a oxidului de fier. Pentru a arăta acest lucru se calculează entalpia liberă pentru reacţiile :

$$Fe_2SiO_4 = 2FeO + SiO_2 \qquad (1)$$

$$2\,CaO + SiO_2 = Ca_2SiO_4 \qquad (2)$$

Neavînd date termodinamice necesare pentru calcul direct, entalpia liberă de reacţie se calculează cu ajutorul constantei de echilibru.

Constantele de echilibru pentru cele două reacţii sînt :

$$K_1 = \frac{[FeO]^2[SiO_2]}{[Fe_2SiO_4]}$$

$$K_2 = \frac{[Ca_2SiO_4]}{[CaO]^2\,[SiO_2]}$$

Conform [4] variaţia constantei de echilibru pentru reacţia (1) este dată de relaţia :

$$\lg K_1 = -\frac{15\,760}{T} + 9{,}11$$

Pentru 1473° K: $\lg K_1 = -\frac{15\,760}{1\,473} + 9{,}11 = -$

$- 1{,}57 = 2{,}43$

$$K_1 = 0{,}027$$

Pentru reacţia de formare a faialitei constanta de echilibru conform [3] este :

$$K_1' = \frac{1}{K_1} = 37{,}1$$

Entalpia liberă de reacţie este :

$$\Delta_R G_T^0 = -\lg K_1' \cdot 2{,}303 \cdot R \cdot T = -1{,}59 \times$$

$$\times\, 2{,}303 \times 1{,}986 \times 1\,473 = -10\,750 \text{ cal/mol.}$$

Pentru reacţia de formare a silicatului de calciu, conform [4], entalpia liberă de reacţie se poate calcula cu relaţia :

$$\Delta R_2 G_T = -34\,500 - 3{,}34\,T$$

Pentru 1 200°C :

$$\Delta R_2 G_T = -39\,420 \text{ cal/mol.}$$

După energiile libere de reacție se observă că afinitatea oxidului de calciu față de bioxidul de siliciu este de aproximativ patru ori mai mare decît afinitatea oxidului de fier.

Pentru a calcula ce cantitate de oxid feros se află legată în silicați în prezența oxidului de calciu, în condițiile de față se pornește tot de la relația (7):

$$[FeO]_{tot} = [FeO]_{liber} + 0{,}705 \times [Fe_2SiO_4]$$

Cantitatea de faialită se exprimă din relația lui K_1:

$$[Fe_2SiO_4] = \frac{[FeO]^2[SiO_2]}{K_1}$$

$[SiO_2]$ se exprimă din relația K_2:

$$[SiO_2] = \frac{[Ca_2SiO_4]}{[CaO]^2 \cdot K_2};$$ înlocuind în faialită se obține:

$$[Fe_2SiO_4] = \frac{[FeO]^2 \cdot [Ca_2SiO_4]}{[CaO]^2} \frac{1}{K_1 \cdot K_2}$$

$$[FeO]_{tot} = [FeO]_{liber} +$$

$$+ 0{,}705 \frac{[FeO]^2 \cdot [Ca_2SiO_4]}{[CaO]^2} \frac{1}{K_1 \cdot K_2}$$

O parte din datele necesare pentru calculul oxidului de fier liber se află din compoziția aglomeratului autofondant:

$$FeO = 15\,\%$$

$$CaO = 10\,\%$$

$$SiO_2 = 18\,\%$$

Constanta de echilibru pentru reacția (1) s-a calculat mai înainte:

$$K_1 = 0{,}027$$

Pentru reacția (2) constanta de echilibru se calculează din energia liberă de reacție:

$$\lg K_2 = -\frac{\Delta R_2 G_T}{2{,}303 \cdot R \cdot T} = \frac{39\,420}{2{,}303 \cdot 1{,}986 \cdot 1473} = 5{,}83$$

$$K_2 = 685\,000$$

Cantitatea de silicat de calciu se calculează pe baza a două considerente separate:

a) Se consideră că toată cantitatea de oxid de calciu este legată sub formă de Ca_2SiO_4, dat fiind faptul că afinitatea bioxidului de siliciu față de oxidul de calciu este mai mare decît față de oxidul feros.

Cantitatea de silicat de calciu corespunzătoare la 10 % CaO din aglomerat este:

$2\,CaO$	Ca_2SiO_4
$2 \cdot 56{,}08$	172,22
10	x

$$x = 15{,}35\,\%\ Ca_2SiO_4$$

Înlocuind datele în ecuația:

$$[FeO]_{tot} = [FeO]_{liber} + \frac{0{,}705}{K_1 \cdot K_2} \cdot \frac{[FeO]^2[Ca_2SiO_4]}{[CaO]^2}$$

se obține cantitatea de oxid feros sub formă liberă:

$$[FeO]_1 = 15 - \frac{0{,}705}{0{,}027 \times 685\,000} \cdot \frac{225 \cdot 15{,}35}{100} =$$

$$= +15 - 0{,}00131 = 14{,}999\,\%$$

Deci în prezența oxidului de calciu în cantitate corespunzătoare oxidul feros nu se combină cu bioxidul de siliciu.

b) Se presupune că nu tot oxidul de calciu este legat în silicați.

Conform [4] oxidul de calciu legat în silicați se poate calcula după următoarea relație:

$$[CaO]_{SiO_2} = \frac{\Sigma CaO \cdot \Sigma SiO_2}{\Sigma CaO + \Sigma SiO_2} \cdot \frac{(\Sigma CaO)^2}{(\Sigma CaO)^2 + \alpha}$$

de unde:

$[CaO]_{SiO_2}$ este oxidul de calciu legat în silicați;
ΣCaO — oxidul de calciu total;
ΣSiO_2 — bioxidul de siliciu total;

$$\lg \alpha = -\frac{44\,000}{T} + 26{,}2 - \text{factor de temperatură.}$$

$$\text{La } 1\,473^\circ K = \alpha = -\frac{44\,000}{1\,473} + 26{,}2 = -3{,}65 = 4{,}35$$

$$\alpha = 0{,}000224$$

$$(CaO)_{SiO_2} = \frac{10 \cdot 18}{10 + 18} \cdot \frac{10^2}{102 + 0{,}000224} = 6{,}43\,\%$$

Deci din 10 % oxid de calciu total, 6,43 % se află legat în silicați. Înlocuind în relația de calcul al oxidului de fier liber se obține: dacă la 10 % CaO corespunde 15,35 % Ca_2SiO_4

6,43	x

$$x = 9{,}87\ Ca_2SiO_4$$

$$FeO_{liber} = 15 - \frac{0{,}705}{0{,}027 \times 685\,000} \cdot \frac{225 \cdot 9 \cdot 87}{41{,}2} =$$

$$= 15 - 0{,}002005$$

$$FeO_{liber} = 14{,}998\,\%$$

În amîndouă cazurile în prezența oxidului de calciu numai circa 0,01% din oxidul feros se află legat în faialită. Practic întreaga cantitate de oxid feros se află în stare liberă sau în combinații ușor reductibile ca Fe_3O_4, $FeCaSiO_4$ etc.

Astfel se justifică obținerea aglomeratului autofondant.

sinterizarea rapidă a șarjei care împiedică pătrunderea gazelor pînă la grăunți și oxidarea Fe^{2+} la Fe^{3+}.

Pentru a obține un aglomerat de calitate cît mai bună este necesar ca materiile prime să aibă aceeași granulație, să fie amestecate cît mai omogen, să se respecte umiditatea optimă și regimul de lucru prescris.

Tabela 4

Data	SiO_2	Fe	FeO	CaO		Viteza benzii cm/min	Temperatura camerei, °C	Temperatura camerei, °C		Observații
				total	liber			6	2	
27.06.73 23— 7 h	17,38	48,50	6,44	10,94	0,67	75	1100	250	220	
28.06.73 7—15 h	18,22	51,25	15,83	6,03	0,73	60	1080	220	190	
29.06.73 23— 7 h	22,60	47,75	6,69	7,15	0,73	70	1060	210	170	
29.06.73 7—15 h	19,33	42,75	17,89	15,70	0,73	70	1020	240	210	
29.06.73 15—23 h	19,50	47,56	10,68	10,09	0,90	70	1010	240	210	
30.06.73 7—15 h	19,12	47,25	12,23	8,69	0,67	70	1000	210	180	
30.06.73 15— 7 h	19,20	46,50	7,72	9,81	0,56	70	950	210	170	
01.07.73 7—15 h	19,24	46,50	10,55	10,37	0,62	70	980	210	160	
03.07.73 23— 7 h	19,54	—	—	—	—	70	1000	210	120	
03.07.73 15—23 h	20,07	—	—	—	—	70	1040	160	100	
04.07.73 23— 7 h	18,60	—	—	—	—	70	1040	150	100	
04.07.73 7—15 h	22,26	45,65	11,07	9,81	0,67	70	1050	defect		
04.07.73 15—23 h	19,14	46,25	13,51	11,22	0,84	80	1000	200	200	
05.07.73 23— 7 h	19,20	46,50	5,54	12,34	0,73	80	1010	200	200	
05.07.73 7—15 h	18,16	48,75	6,05	11,22	0,84	75	1040	210	230	
05.07.73 15—23 h	17,83	46,75	12,87	10,94	0,76	70	1050	180	230	
06.07.73 23—7 h	18,32	46,75	7,72	10,52	0,73	70	1050	260	220	
06.07.73 7—15 h	18,44	48,90	6,56	11,22	0,70	70	1000	180	220	
06.07.73 15—23 h	18,84	45,00	17,12	13,88	0,84	70	1050	170	210	
07.07.73 23— 7 h	18,70	48,25	10,17	10,52	0,84	70	1070	240	200	
27.06.73 7—15 h	19,20	47,50	18,53	10,09	D. gaz	70	1060	250	200	
26.06.73 7—15 h	17,46	47,90	18,66	10,09	m^3/h	75	1110	250	200	
26.06.73 23— 7 h	—	—	—	—	—	70	1080	250	210	
24.06.73 23— 7 h	—	—	—	—	—	80	1120	230	210	
22.06.73 7—15 h	—	—	—	—	—	80	1100	280	240	
21.06.73 7—15 h	—	—	—	—	—	80	1140	250	230	
20.06.73 15—23 h	—	—	—	—	—	70	1120	210	190	
17.06.73 23— 7 h	—	—	—	—	—	80	1060	220	200	
16.06.73 15—23 h	—	—	—	—	—	75	1150	220	200	
16.06.73 7—15 h	16,42	47,08	16,37	11,36	—	70	1100	230	180	
16.06.73 23— 7 h	18,00	49,08	15,68	11,92	—	80	1140	270	220	
15.06.73 15—23 h	16,64	49,46	12,68	12,48	—	70	1150	220	200	
15.06.73 7—15 h	14,66	47,61	20,32	12,06	—	70	1160	260	220	
15.06.73 23— 7 h	16,53	47,35	16,09	12,90	—	70	1180	260	220	
14.06.73 7—15 h	21,30	47,35	8,18	8,41	—	75	1150	225	200	
09.06.73 15—23 h	18,25	47,87	3,14	11,22	200	65	1050	230	210	
08.06.73 7—15 h	17,86	45,76	12,28	12,70	250	70	1120	230	190	
26.03.73 7—15 h	17,53	48,70	22,35	10,66	—	80	1130	220	190	
26.03.73 23— 7 h	19,30	48,44	23,60	11,22	—	80	1140	220—140	170	
25.03.73 23— 7 h	19,88	49,24	19,58	9,53	—	70	1130	150	110	
24.03.73 15—23 h	18,52	46,65	22,05	9,11	—	70—80	1140	180	170	
24.03.73 7—15 h	19,33	48,44	18,19	10,94	—	85	1150	230	180	
23.03.73 15—23 h	18,32	47,89	20,41	14,16	—	75	1160	210	170	
23.03.73 23— 7 h	19,99	46,63	16,67	11,64	—	80	1130	230	200	

Conform tabelei 4 compoziția aglomeratului și caracteristicile procesului de obținere a aglomeratului variază în limite destul de largi.

Conținutul aglomeratului în oxid feros depinde de conținutul în oxid de calciu dar depinde în mare măsură și de temperatura de aglomerare, de conținutul de combustibil al șarjei etc.

Astfel la o temperatură în camera de ardere de 1 000—1 080°C, conținutul în oxid feros este de 5—12%, iar pentru 1 100—1 180°C este de 10—24%. Aceasta se explică prin

BIBLIOGRAFIE

[1] Calistru C. și Leonte C. *Tehnologia substanțelor anorganice.* București, E.D.P., 1972.

[2] Tripșa I. și Dragomir I. *Teoria proceselor siderurgice.* București, E.D.P., 1972, p. 110.

[3] * * * *Manualul inginerului chimist.* București, Editura tehnică, 1952, p. 1251.

[4] Kerpely Martò și Horvath. *Vaskohászati folymatok és fizikai kémiájuk.* Budapesta, Akadémiai kiadó, 1953.

[5] Erdeÿ Gvuz Tibor și Schay Geza. *Chimie fizică teoretică,* vol. II., București, Editura tehnică, 1958.

Dr. ing. M. Adrian și dr. ing. E. Cazimirovici
Institutul politehnic — București

Cercetări privind influența lubrifierii tehnologice în procesul de laminare la cald

CZ 621.771.016 : 621.892

După cum este cunoscut, în timpul procesului de laminare la cald, odată cu creșterea tensiunilor de frecare crește solicitarea utilajului, se mărește în mod inevitabil uzura calibrelor și, ca urmare, se înrăutățește calitatea suprafeței laminatelor și scade productivitatea liniei de laminare.

Pentru evitarea acestui fenomen a apărut ideea utilizării unor lubrifianți la laminarea la cald a oțelului.

Tehnologia de laminare la cald cu utilizare de lubrifiant tehnologic prezintă interes datorită reducerii rezistenței la deformare, respectiv a valorilor parametrilor energetici, a măririi preciziei dimensionale și a îmbunătățirii calității suprafețelor laminatelor, precum și datorită măririi duratei de lucru a cilindrilor.

Aceste aspecte au o importanță sporită în special în cazul laminării la cald a profilelor din oțeluri aliate și carbon de calitate la care, după cum este cunoscut, prevederile din standarde sînt mai severe. De aceea pentru aceste grupe de mărci de oțeluri cercetarea în legătură cu procesul de laminare la cald cu lubrifiere prezintă un interes deosebit.

În completarea cercetărilor anterioare [1], [2], lucrarea de față prezintă o primă încercare de stabilire a influenței lubrifierii tehnologice la cald asupra unora dintre parametrii procesului de laminare (lățire, avans, forțe de laminare) și asupra caracteristicilor fizico-mecanice ale laminatului din oțel.

Metoda și aparatura de cercetare utilizate

Laminările experimentale au fost efectuate folosindu-se epruvete cu secțiune pătrată cu latura de 23 mm și lungimea de 200 mm din oțel carbon OL 32 cu următoarea compoziție chimică :

$$C = 0{,}06\%;\ Mn = 0{,}25\%;\ Si = 0{,}07\%$$

Utilajul folosit pentru experimentări a fost laminorul de laborator din I.P.B., care constă dintr-o cajă duo cu diametrul cilindrilor de lucru de 150 mm, acționată de un motor electric asincron cu o putere instalată de 40 kW, care asigură o viteză de laminare de 0,5 m/s.

Regimurile de încălzire și reduceri aplicate au fost :

— temperaturile de laminare : 1 000°C, 1 100°C și 1 200°C ;

— reducerile relative aplicate $\left(\frac{\Delta h}{H}\,100\right)$: 15%, 30—40%, 60—75%.

Aceste valori ale reducerilor au fost aplicate pentru fiecare din temperaturile de laminare luate în studiu.

Încălzirea epruvetelor s-a efectuat într-un cuptor electric cu bare de silită și cu posibilități de reglare automată a temperaturii de încălzire.

Cele nouă regimuri de laminare prezentate s-au realizat atît cu lubrifiere tehnologică, cît și fără, fapt ce a permis compararea rezultatelor obținute în timpul laminării la cald cu lubrifiere cu cele obținute în timpul laminării în condiții obișnuite.

Lubrifierea a fost realizată cu sticlă praf, avînd temperatura de topire cuprinsă între 850 și 900°C și următoarea compoziție chimică : 58% SiO_2 ; 3% Al_2O_3 ; 4,9% CaO ; 3,1% K_2O ; 25,7% Na_2O ; 5,3% BaO.

În mod practic lubrifierea s-a realizat prin acoperirea epruvetelor încălzite la temperatura de deformare cu un strat de praf de sticlă de 1—2 mm grosime. Această operație s-a efectuat într-un vas metalic cu dimensiunile de 100 × 150 × 300 mm, în care se găsea un strat de cîțiva centimetri de praf de sticlă. Proba încălzită, în cuptor la o temperatură cu circa 20°C mai mare decît temperatura propusă pentru laminare, s-a introdus în cutia metalică și s-a acoperit cu praful de sticlă. După cîteva secunde, timp suficient pentru ca praful de sticlă în contact cu proba să se topească și să adere sub forma unei pelicule de aceasta, epruveta a fost supusă laminării.

Pentru reducerea căderii de temperatură a probelor la contactul cu placa de ghidare a laminorului din fața cilindrilor de lucru, aceasta a fost acoperită cu o foaie de azbest pe care s-a pus un strat de praf de sticlă pentru a asigura o mai bună depunere a lubrifiantului pe suprafața inferioară a probelor.

Pentru fiecare regim de laminare cu și fără lubrifiere tehnologică s-au laminat cîte trei probe, cărora li s-au măsurat dimensiunile înainte și după laminare, precum și caracteristicile fizico-mecanice ale epruvetelor după deformare (σ_r, σ_c, δ_{10}, duritatea în unități Brinell, mărimea grăuntelui în mm).

Forțele de laminare s-au determinat indirect prin intermediul mărimii deformației elastice a cadrului cajei de laminare, măsurată cu ajutorul unor ceasuri comparatoare de tip SKW, cu o precizie de $\pm$ 0,0001 mm.

S-a stabilit că pentru secțiunea stîlpilor cadrelor din oțel, pentru 1μm deformație elastică corespunde o forță de laminare de 242 kgf.

Rezultatele obținute privind influența lubrifierii la laminarea la cald asupra parametrilor studiați (lățire, forțe de laminare și caracteristici fizico-mecanice ale epruvetelor după deformare) sînt prezentate în figurile 1—4.

coeficientul de frecare variază mult mai puțin ca urmare a scăderii temperaturii, avîndu-se în vedere că praful de sticlă folosit se găsește în stare topită la toate temperaturile de laminare experimentate.

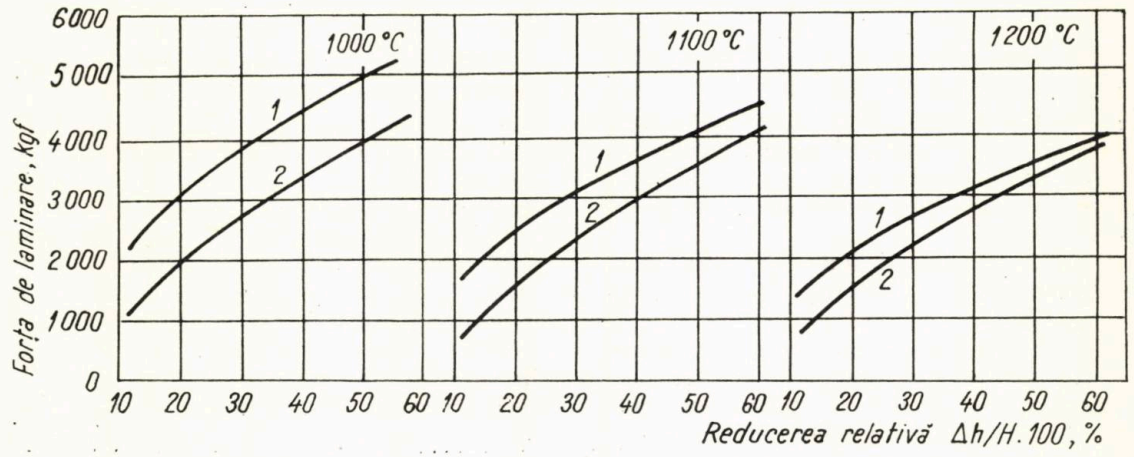


Fig. 1. Variația forței de laminare în funcție de reducerea și temperatura probei pentru cazul laminării : *1*—fără lubrifiere; *2*—cu lubrifiere tehnologică.

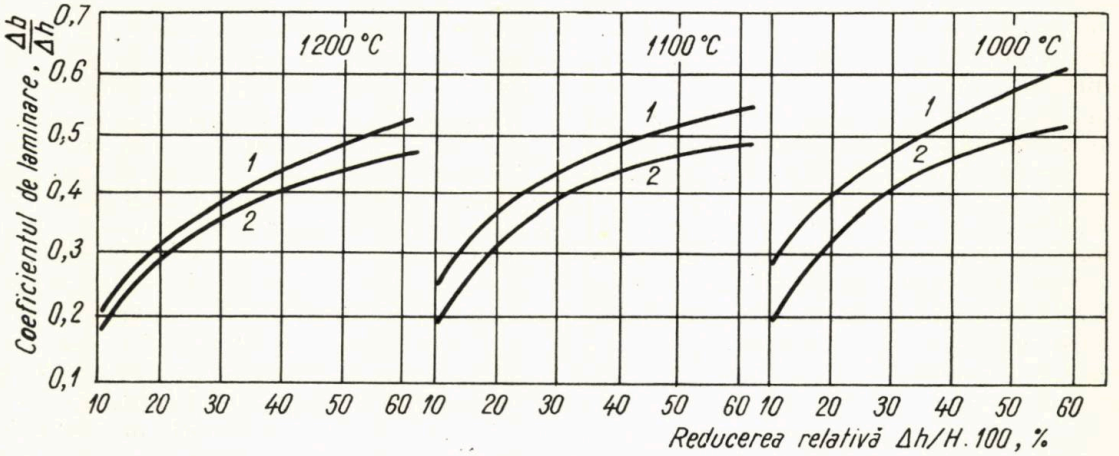


Fig. 2. Variația coeficientului de lățire în funcție de reducerea și temperatura probei pentru cazul laminării : *1*—fără lubrifiere; *2*—cu lubrifiere tehnologică.

Interpretarea rezultatelor și concluzii

Din examinarea măsurătorilor și determinărilor efectuate rezultă că utilizarea lubrifiantului tehnologic influențează procesul de deformare plastică prin laminare la cald, micșorînd valorile coeficienților de frecare din focarul deformării, fapt materializat printr-o micșorare corespunzătoare a lățirii și a forțelor de laminare cu 15 pînă la 25%.

Micșorarea relativă a valorilor forței de laminare este cu atît mai pronunțată, cu cît temperatura de deformare este mai scăzută. Acest fenomen se poate explica prin faptul că în cazul probelor laminate fără lubrifiere, coeficientul de frecare crește odată cu scăderea temperaturii, pe cînd în cazul probelor laminate cu praf de sticlă, drept lubrifiant tehnologic,

Scăderea coeficientului de frecare dintre cilindri și probele laminate cu praf de sticlă drept lubrifiant tehnologic duce și la o importantă micșorare a deformației neuniforme pe lățime a probelor. Acest fapt se explică prin micșorarea foarte pronunțată a convexității suprafețelor laterale ale probelor după laminare, ca urmare a reducerii trecerilor suprafețelor laterale pe suprafețele de contact.

Din determinările preliminare ale avansului, efectuate prin metoda ampretelor lăsate de către cilindri pe probele laminate cu lubrifiant, au rezultat valori foarte mici ale avansului (în jurul a 1% față de circa 8% la laminarea fără lubrifiere).

Caracteristicile fizico-mecanice (σ_r, σ_c, δ_{10}, duritatea HB și mărimea grăuntelui) nu se schimbă

decît în limite restrînse prin utilizarea lubrifiantului tehnologic.

Folosirea lubrifierii la laminarea la cald duce însă, prin micşorarea coeficientului de frecare dintre laminat şi cilindri, la înrăutăţirea

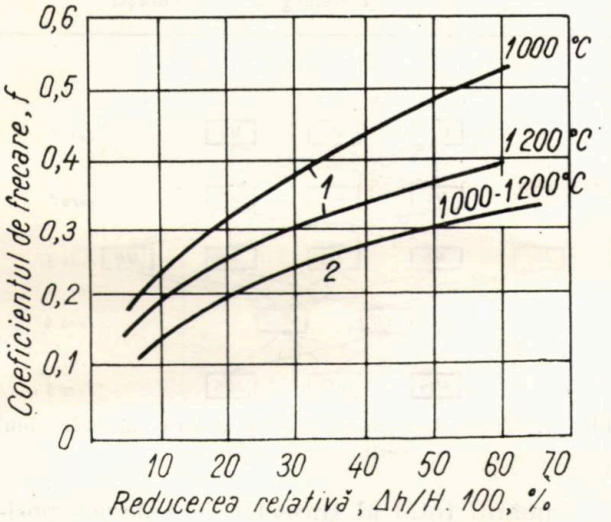


Fig. 3. Variaţia coeficientului de frecare dintre laminat şi cilindri în funcţie de reducerea şi temperatura probei pentru cazul laminării: *1* — fără lubrifiere; *2* — cu lubrifiere tehnolologică.

condiţiilor de prindere, în special în cazul cînd reducerile relative sînt peste 15%. În cazul laminărilor efectuate cu praf de sticlă ca lubrifiant tehnologic, unghiul maxim de prindere nu a depăşit 14°, fapt ce a necesitat introducerea forţată a probelor între cilindri în cazurile cînd s-au aplicat reduceri mai mari de 15%.

Avîndu-se în vedere cele prezentate rezultă că utilizarea lubrifianţilor tehnologici la laminarea la cald apare avantajoasă în special la trecerile finisoare unde unghiurile de prindere nu sînt mari, iar rezistenţa la deformare este sporită din cauza micşorării grosimii şi scăderii temperaturii laminatului. De asemenea, folosirea lubrifianţilor tehnologici poate căpăta aplicabilitate la asimilarea fabricaţiei profilelor cu pereţi subţiri şi cu greutate pe metru liniar redusă, deoarece la temperatura de deformare praful de sticlă aderă de suprafaţa laminatului, formînd în timpul laminării la cald o peliculă subţire, care pentru condiţiile industriale duce pe de o parte la micşorarea uzurii calibrelor, iar pe de altă parte, la îmbunătăţirea calităţii suprafeţelor laminatelor.

În cazul laminării profilelor din oţeluri aliate, avantajele arătate mai sus devin mult mai însemnate şi de aceea continuarea cercetărilor privind utilizarea lubrifianţilor tehnologici la laminarea la cald a acestor profile este deosebit de necesară. Cu această ocazie va fi necesar să se găsească şi o metodă mai raţională de efectuare practică a operaţiei de lubrifiere, respectiv construirea unui dispozitiv pentru depunerea continuă a lubrifiantului pe laminat înaintea deformării.

BIBLIOGRAFIE

[1] Braithwaite E. *Lubrication and Lubricants.* Elsevier Publishing Company, 1967.

[2] Cekmarev A. P. *Izv. vissih ucebnih zavedenii.* Ciornaia metallurghia, nr. 11, 1964, p. 131—136.

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

„Premierele" Siderurgiei franceze

La Fos-sur-Mer, Ugine Aciers (grupul PUK) a realizat de curînd prima elaborare de oţeluri speciale la noua oţelărie. Această instalaţie, care astfel a fost testată, este un cuptor electric UHP de 100 t (77 000 kVA), unul din cele mai puternice din lume la ora actuală. Funcţionarea lui în ritm normal va reprezenta un aport suplimentar, de 200 mii t anual, la producţia societăţii. Punerea în funcţiune a unui al doilea cuptor electric de aceeaşi capacitate la Fos (oţel inoxidabil), de către Ugine Aciers, este prevăzută în principiu pentru 1975.

La Thionville, Usinor a pus în funcţiune un cuptor electric de 4 200 kVA, avînd o capacitate de 200 mii t anual.

Uzina Creusot-Loire de la Saint-Etienne a dat în funcţiune un cuptor electric de 80 t.

Pentru un viitor foarte apropiat este de menţionat inaugurarea noii minioţelării a societăţii Iton-Seine, de la Bonnières. Cuptorul electric reprezintă o capacitate de producţie de 80 mii t anual.

Uzina Solmer a început redarea laminoarelor, iar prima şarjă de fontă ar trebui să fie elaborată la mijlocul anului viitor.

Lucrările de construcţie pentru minioţelăria din Porcheville, aparţinînd societăţii Alpha, continuă. Cuptorul electric de 80 t şi 36 000 kVA, reprezentînd o producţie anuală de 180 mii t, ar fi trebuit să intre în funcţiune în luna iunie 1973.

La sfîrşitul lui 1974 îşi va începe activitatea miniuzina de eboşe pentru ţevi de la Saint-Saulve, aparţinînd societăţii Vallourec. Cuptorul de 47 000 kVA ar trebui să asigure societăţii o producţie suplimentară de 240 mii t oţel anual, începînd cu 1975. La o dată neprecizată încă, însă nu depărtată, la aceste cifre ar trebui să se adauge producţiile altor două miniuzine siderurgice, a căror construcţie a fost întreprinsă : cea de la Toulon (80 mii t/an, grupul elveţian Monteforno) şi cea de la Montereau (cel puţin 200 mii t/an, o societate metalurgică din Normandia şi W. Korf AG, R.F.G.).

Dacă proiectele de investiţii la nivelul noilor unităţi trec în acest moment printr-o perioadă de pauză, avînd în vedere demararea recentă a furnalului 4 şi a unei mari linii de laminare la Usinor-Dunkerque, precum şi terminarea, în cea mai mare parte, în 1974, a echipamentelor pentru Solmer I la Fos, nu se poate spune acelaşi lucru pentru instalaţiile de dimensiuni reduse.

Stimulaţi de conjunctura foarte bună a pieţei oţelului, cei ce investesc continuă să se intereseze de miniuzine atît în Franţa, cît şi în străinătate. Trei proiecte noi ar fi prevăzute în prezent, însă nu se poate spune dacă vor fi duse la bun sfîrşit.

Primele două s-ar referi la Alsacia : un proiect al grupului Monteforno la Strasbourg, pe un teren oferit de regia electrică a oraşului, şi un proiect W. Korf A.G., la Mulhouse. Al treilea proiect ar fi pentru regiunea Nantes.

(*L'Usine Nouvelle, Franţa, nr. 44, 1 noiemb., 1973, p. 35*)

Sistem de conducere a producției, cu mijloace automate de prelucrare a datelor, în sectorul producției cablurilor de tracțiune

Ec. A. Toia, mat. Cornelia Toția
Institutul de cercetări metalurgice — București
Ing. I. Gostian
Centrala industrială de prelucrări metalurgice — București

CZ 669.14—427.4 : 681.32

În cadrul acțiunii de perfecționare a conducerii activității de producție în industria metalurgică cu ajutorul metodelor și modelelor cercetării operaționale au fost abordate, în ICEM, încă din 1968, probleme care au ca obiectiv repartiția optimă a sortimentelor din aceeași grupă de produse pe liniile de fabricație (sau producătorii) din ramură.

Rezolvarea corespunzătoare a unor probleme de acest tip implică, printre altele, proiectarea și realizarea unor sisteme de conducere la nivelul ramurii; în cele ce urmează se prezintă sistemul „CABLUREP", primul sistem de conducere cu mijloace automate de prelucrare a datelor din industria siderurgică, utilizat la programarea optimă a producției pe producătorii din sectorul fabricației cablurilor de tracțiune.

Din punct de vedere tehnologic procesul de fabricație a cablurilor de tracțiune se desfășoară în mai multe faze (operații) succesive, pentru toronare (lițare) și cablare. Numărul și specificul tehnologic ai acestor faze sînt variabile, în funcție de gama sortimentală standardizată, caracterizată printr-o varietate apreciabilă a construcțiilor de cabluri și a dimensiunii sîrmelor componente ale acestora. O fază (operație) tehnologică poate fi realizată de un grup de mașini, fiecare mașină avînd însă o productivitate diferită la un același sortiment, datorită deosebirilor existente dintre caracteristicile tehnice, gradul de uzură, gama sortimentală a mașinii respective etc. Datorită acestor aspecte realizarea producției la un sortiment de cablu se poate face în mai multe variante, prin alegerea, în funcție de necesitățile și condițiile concrete ale producției existente, la un moment dat, a unei mașini din grupul celor care pot fi utilizate în fiecare fază tehnologică.

Prin „variantă de producție" sau „traseu tehnologic" s-a denumit, în continuare, o succesiune reală de mașini care asigură executarea tuturor operațiilor tehnologice în ordinea impusă de construcția sortimentelor de cabluri pînă la obținerea produsului finit, în aceeași întreprindere producătoare.

Din punct de vedere teoretic și practic pentru fundamentarea deciziilor optime în procesul de conducere a producției trebuie însă avute în vedere cît mai multe sau chiar toate variantele de producție posibile pentru fiecare sortiment de cabluri (fig. 1).

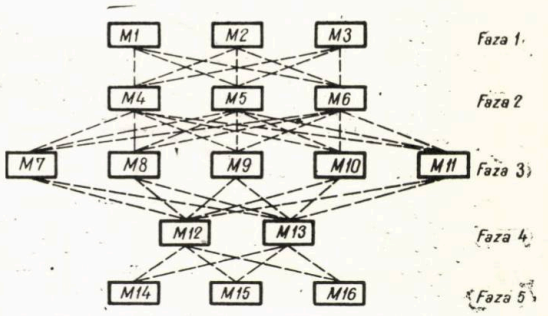


Fig. 1. Trasee tehnologice posibile pentru fabricația unui sortiment de cabluri.

Numărul total al traseelor tehnologice posibile pentru realizarea producției de cabluri într-o structură sortimentală oarecare se obține cu ajutorul relației (1) de mai jos:

$$N = \sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{s} \prod_{k=1}^{f} m_{ijk} \qquad (1)$$

unde

N este numărul total al traseelor tehnologice posibile;
n — numărul uzinelor producătoare;
s — numărul sortimentelor de cabluri;
f — numărul fazelor tehnologice pentru fiecare sortiment;
m_{ijk} — numărul mașinilor posibile de utilizat în faza k la fabricația sortimentului de cablu j în uzina i.

În condițiile existenței unui număr relativ mare de mașini și sortimente, numărul total al traseelor tehnologice posibile pentru fabricarea cablurilor de tracțiune ajunge la un nivel foarte ridicat, spre exemplu * în cazul în care $n = 4$, $s = 250$, $f = 4$, iar $m = 10$, $N = 10^7$ (f și m reprezentînd valorile medii pentru notațiile menționate).

Analiza unui număr atît de mare de variante în vederea stabilirii unor decizii optime este de neconceput în condițiile utilizării metodelor empirice în conducerea producției și practic imposibilă în absența unor calculatoare electronice cu viteză de calcul și capacitate foarte mare. De aceea devine tot mai necesară trecerea de la conducerea producției bazate numai pe bun simț tehnic sau experiență la utilizarea

* Chiar în cazul reducerii numărului de mașini m, prin gruparea celor cu caracteristici și productivități similare, în tipuri de mașini, numărul total al traseelor tehnologice posibile rămîne încă foarte mare în numeroase cazuri concrete.

unor metode ştiinţifice, cu operativitate şi eficacitate demonstrată, respectiv la introducerea unui sistem de conducere cu mijloace automate de prelucrare a datelor în sectorul producţiei cablurilor de tracţiune.

Realizarea acestui obiectiv a necesitat orientarea cercetării în direcţia rezolvării următoarelor probleme principale:

— elaborarea unui model matematic complex care să îmbine corespunzător particularităţile tehnologiei de fabricaţie şi a metodologiei de programare a cablurilor de tracţiune, cu cerinţele unui model clasic de repartiţie a producţiei;

— crearea bazei de date pentru sortimente, maşini, productivităţi etc.;

— automatizarea circuitului informaţional date iniţiale — rezultate finale;

— codificarea şi decodificarea informaţiei utilizate atît pentru reducerea volumului de date necesar la aplicarea periodică a sistemului, cît şi pentru obţinerea rezultatelor finale în timp util, într-o formă uzuală, în conformitate cu cerinţele metodologiei de programare.

Modelul matematic

Condiţiile puse modelului matematic au fost următoarele:

— maximizarea funcţiei economice — producţia realizată în ţară — astfel încît repartiţia obţinută să reprezinte cantitatea maximă posibilă care poate fi programată pe producătorii din ramură în condiţiile de producţie stabilite;

— obţinerea repartiţiei optime şi a programului de fabricaţie corespunzător, în concordanţă cu periodicitatea şi termenele lucrărilor de programare impuse de metodologia curentă;

— perfecţionarea metodologiei curente de programare prin sporirea posibilităţilor de analiză şi modificare a programului iniţial, în funcţie de variaţia condiţiilor de producţie.

Modelul matematic elaborat în aceste condiţii este de tip euristic, cuprinzînd o serie de modele originale cu caracter de noutate (modelul de analiză combinatorie pentru stabilirea variantelor de producţie, modelul de codificare şi decodificare a informaţiei) şi un mod clasic de programare liniară, utilizat în două trepte, în prima treaptă pentru reducerea dimensiunilor iniţiale ale problemei în vederea obţinerii soluţiei optime într-un timp cît mai scurt, iar în cea de-a doua treaptă, pentru obţinerea repartiţiei optime a necesarului de cabluri, respectiv a programului de fabricaţie pe uzine, sortimente şi maşini.

Fiind vorba de modelarea unui proces de repartiţie s-a considerat că acest proces se încadrează în categoria problemelor de programare liniară care în forma sa generală se prezintă astfel:

$$\begin{aligned} a_{11}x_1 + a_{12}x_2 + a_{13}x_3 + \ldots + a_{1n}x_n &\leqslant b_1 \\ a_{21}x_1 + a_{22}x_2 + a_{23}x_3 + \ldots + a_{2n}x_n &\leqslant b_2 \\ \vdots \\ a_{m1}x_1 + a_{m2}x_2 + a_{m3}x_3 + \ldots + a_{mn}x_n &\leqslant b_m \end{aligned} \qquad (2)$$

cu:

$$Z_{max} = c_1x_1 + c_2x_2 + c_3x_3 + \ldots + c_nx_n \qquad (3)$$

şi:

$$x_1, x_2, x_3, \ldots, x_n \geqslant 0 \qquad (4)$$

Este deci un sistem liniar de ecuaţii (sau inecuaţii) în care simbolurile utilizate au în cazul de faţă următoarele semnificaţii generale:

$x_1, x_2 \ldots x_n$ sînt necunoscutele sistemului, respectiv cantităţile în care se va programa gama sortimentală de cabluri (exprimată în t) pe fiecare traseu tehnologic;

$a_{11}, a_{12} \ldots a_{1n} \ldots a_{mn}$ reprezintă productivităţile sortimentelor de cabluri exprimate în h/t de cablu finit, pentru fiecare maşină şi traseu tehnologic;

$b_1, b_2, \ldots b_n$ pot fi capacitatea de producţie (exprimată în h) necesarul sortimental de cabluri (exprimat în t) sau nivelele de producţie prestabilite.

În funcţie de semnificaţia reală a datelor grupul de relaţii (2) — respectiv restricţiile problemei puse — se împarte în trei categorii:

— restricţii de capacitate (de producţie), atunci cînd vectorul b reprezintă fondul de timp disponibil (al maşinilor) pentru fabricaţia cablurilor de tracţiune;

— restricţii de necesar atunci cînd vectorul b are cantităţi sortimentale de cabluri solicitate într-o anumită perioadă;

— restricţii speciale, atunci cînd vectorul b reprezintă nivele de producţie prestabilite pentru capacităţi de producţie care pot determina sau pot fi determinate de producţia de cabluri, nivele prevăzute la export etc.

$c_1, c_2, c_3 \ldots c_n$ reprezintă coeficienţii funcţiei obiectiv (sau funcţia economică a problemei) al cărui extrem (în cazul de faţă maxim) se caută, pentru valorile nenegative ale necunoscutelor, valori ce vor constitui soluţia optimă a problemei.

Problemele de programare liniară de acest tip pot fi rezolvate cu ajutorul unui algoritm simplex inclus în biblioteca de programe a calculatoarelor electronice de generaţia a 3-a.

Proiectarea sistemului de conducere cu mijloace automate de prelucrare a datelor

Pe baza aspectelor rezultate din analiza situaţiei existente şi din modelarea matematică a problemei s-a trecut la realizarea efectivă a sistemului „CABLUREP".

Baza informaţională a sistemului de conducere. Din analiza datelor de bază necesare modelului matematic s-a obţinut următoarea structură a acestora :

— sortimente, caracterizate prin construcţia de cabluri, diametrul sîrmei, diametrul cablului şi standardul în vigoare ;

— tipuri de maşini, caracterizate prin numărul şi dimensiunea bobinelor, numărul de maşini incluse în fiecare tip şi uzina unde se află în funcţiune ;

— productivităţi, diferenţiate pe tipuri de maşini şi sortimente de cabluri posibile de fabricat pe fiecare tip de maşină ; unitatea de măsură utilizată în practică, kg cablu finit/h ; unitatea de măsură necesară conform cerinţelor modelului matematic, h/t cablu finit ;

— constante şi variabile tehnologice, reprezentînd condiţiile tehnologice specifice producţiei de cabluri de tracţiune (numărul de faze — operaţii — tehnologice pentru fiecare sortiment, numărul firelor de sîrmă şi al toroanelor componente ale fiecărui sortiment de cablu etc.) ;

— capacităţi de producţie, caracterizate prin nivele normate şi nivele efective pentru fiecare tip de maşină ; unitatea de măsură, h/perioadă (an, trimestru, lună) ;

— necesar sortimental, diferenţiat pe fiecare sortiment după criteriul materiei prime — sîrmă mată şi sîrmă zincată — şi după criteriul beneficiarului solicitat — beneficiari interni şi beneficiari externi ; unitatea de măsură, t/perioadă (an, trimestru, lună).

Periodicitatea modificărilor care pot apărea în aceste grupe de date este diferită :

— la sortimente şi tipuri de maşini frecvenţa modificărilor este redusă chiar şi pe perioade mari de timp (odată la cîţiva ani) ;

— la productivităţi sau constante şi variabile tehnologice, frecvenţa modificărilor este mai mare (1—2 ori/an) ;

— la capacităţi de producţie şi necesar sortimental se înregistrează o frecvenţă ridicată a modificărilor care pot apărea într-o perioadă dată (cca. 20—25 ori/an)

Volumul datelor de bază este de asemenea diferenţiat pe grupele de structură de mai sus, fiind determinat, în mod direct, de numărul total de sortimente şi tipuri de maşini existente. Din acest punct de vedere se poate face o distincţie între „volumul pasiv" al datelor de bază cuprinzînd totalitatea datelor posibile necesare funcţionării sistemului de conducere în orice moment şi „volumul activ" al datelor de bază, reprezentînd numai datele necesare la utilizarea periodică a sistemului.

Concluziile desprinse din analiza structurii şi caracteristicilor bazei informaţionale au fost utilizate, în continuare, pentru stabilirea principiilor de prelucrare şi funcţionare a sistemului de conducere „CABLUREP" atît din punct de vedere al modului de organizare, al tipului şi numărului fişierelor cuprinse în baza de date iniţiale, cît şi din punct de vedere al micro- şi macrostructurii funcţionale a sistemului.

Elaborarea algoritmilor şi a programelor pentru calculator. În conformitate cu cerinţele modelului matematic şi cu caracteristicile bazei informaţionale s-au elaborat algoritmi de calcul care, în funcţie de scopurile urmărite, pot fi grupaţi în următoarele tipuri :

— algoritmi de creare şi utilizare a bazei de date a sistemului ;

— algoritmi de codificare şi decodificare a informaţiei de intrare şi ieşire, utilizaţi în sistem ;

— algoritmi de prelucrare a datelor de bază în forma cerută de modelul matematic ;

— algoritmi de calcul ;

— algoritmi de supraveghere şi control a funcţionării sistemului.

Aceşti algoritmi au fost incluşi în programele elaborate pentru calculatorul electronic, programe care au fost testate individual şi în succesiunea impusă de modelul matematic, pe mai multe seturi de probă, în vederea obţinerii primelor indicaţii privind principalii parametri de funcţionare ai sistemului (memorie ocupată, durată de execuţie, precizie etc.).

Prin realizarea şi testarea legăturii dintre algoritmii elaboraţi şi cei existenţi în biblioteca de programe a calculatorului electronic s-a obţinut sistemul de programe în care se concretizează modelul matematic general.

Sistemul de programe. Structura sistemului de programe elaborat pentru programarea optimă a producţiei cablurilor de tracţiune este prezentată în figura 2. După cum se poate observa sistemul se compune dintr-o succesiune de nouă programe, grupate în două subsisteme, ale căror obiective principale sînt următoarele :

Subsistemul DATE :

— introducerea şi codificarea informaţiei iniţiale ;

— prelucrarea datelor iniţiale în conformitate cu cerinţele modelului matematic ;

— determinarea traseelor tehnologice posibile şi alegerea dintre acestea a traseelor cu productivităţi ridicate, pentru fiecare sortiment-uzină ;

— crearea şi actualizarea fişierului supervizor pentru supravegherea şi controlul funcţionării sistemului ;

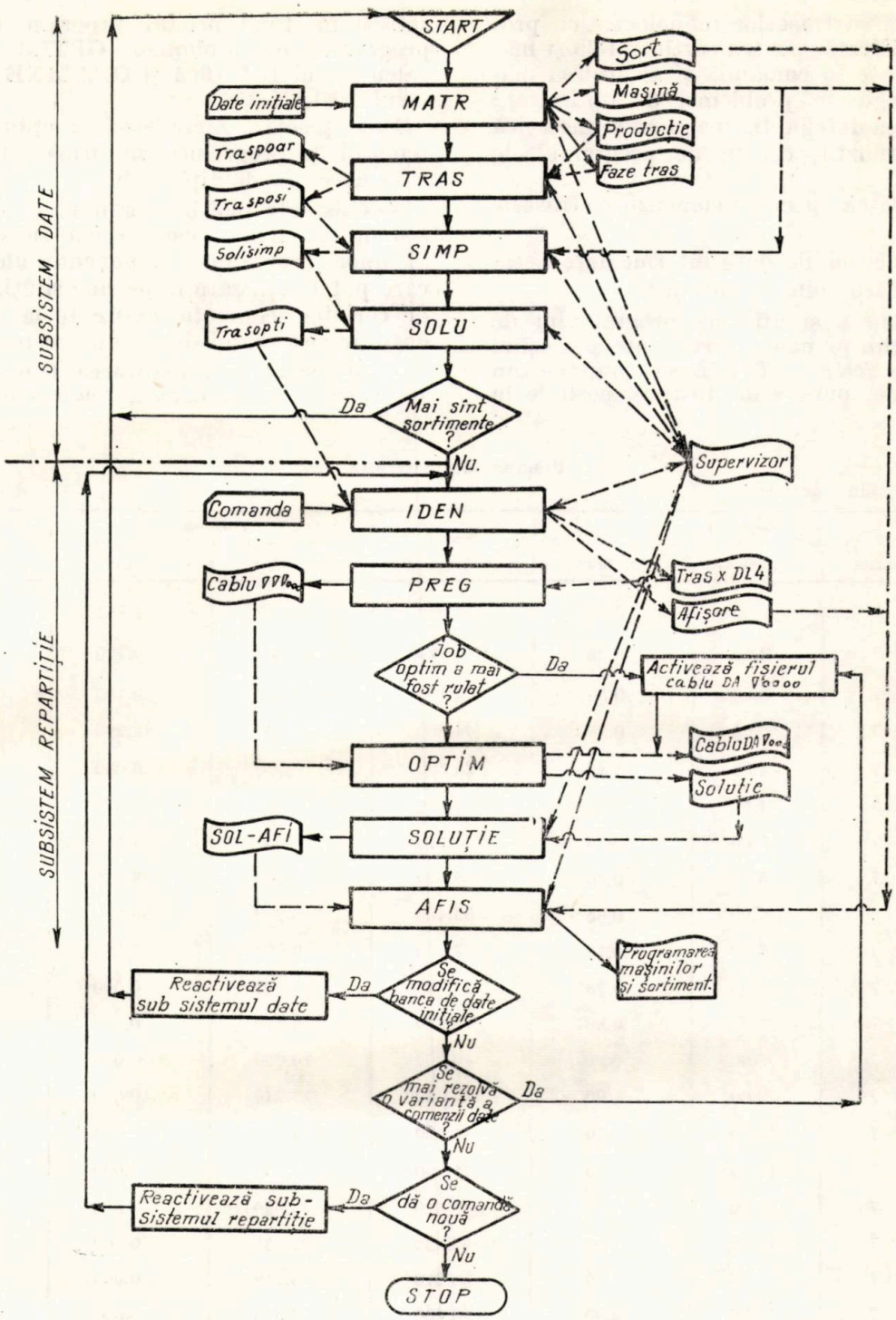


Fig. 2. Schema bloc a sistemului de programe CABLUREP.

— crearea și actualizarea bazei de date pentru sortimente, mașini, productivități, constante tehnologice și variante de producție, în fișiere, pe bandă magnetică.

Subsistemul este alcătuit din patru programe ce constituie în același timp puncte posibile de intrare în sistem.

Subsistemul REPARTIȚIE

— introducerea informației conținînd comanda * ce urmează a fi programată;

— verificarea corespondenței dintre comandă și baza de date;

* Prin comandă se înțelege totalitatea sortimentelor ce se cer programate la un moment dat, cu necesarul respectiv, și mașinile ce participă la procesul de producție, cu capacitățile de producție pentru perioada pe care se efectuează programarea.

— identificarea traseelor tehnologice cu productivitate ridicată, pentru sortimentele şi maşinile specificate în comandă şi alcătuirea matricei tehnologice a problemei de optimizat;

— pregătirea datelor din matricea tehnologică în forma standard, cerută de programul de optimizare;

— programarea optimă a comenzii pe traseele tehnologice;

— crearea bazei de date intermediare necesare decodificării soluţiei optime;

— decodificarea şi afişarea programului de fabricaţie optim pe uzine, sortimente şi maşini.

Subsistemul REPARTIŢIE se compune din cinci programe, puncte de intrare posibile în subsistem fiind primul program (IDEN) şi programul de bibliotecă OPTIM (XDL4 la calculatorul ICL-1905 şi OPALINE la calculatorul FELIX-256).

Principalele caracteristici funcţionale ale sistemului de programe sînt următoarele:

— execuţie de tip off-line;

— existenţa mai multor puncte de intrare în sistem (la nivelul celor două subsisteme sau al unor programe componente ale acestora) care pot fi utilizate după necesităţi, în funcţie de cerinţele concrete, existente la un moment dat, ale sistemului de conducere realizat;

— proiectarea şi realizarea fişierului supervizor, care asigură conducerea automată, supra-

Tabela 1

Program de fabricaţie

Produs: Cabluri de oţel — Anul 1973

Nr. crt.	Sortiment			Necesar t	Programat		Neprogramat
	Denumire	D. Cablu	D. Sîrmă		I.S.C.T.	C.R.P.	
1	6×7	2.00	0.20	4.030	0.000	1.852	2.178
2	6×7	2.50	0.25	0.720	0.000	0.720	0.000
3	6×7	3.00	0.30	2.100	0.000	2.100	0.000
4	6×7	3.50	0.35	44.290	0.000	44.290	0.000
5	6×7	4.00	0.40	25.850	0.000	0.000	25.850
6	6×7	4.50	0.50	4.840	0.000	1.839	3.001
7	6×7	5.00	0.55	4.770	0.000	4.770	0.000
8	6×7	5.50	0.60	25.970	0.000	25.970	0.000
9	6×7	6.00	0.65	55.460	0.000	55.460	0.000
10	6×7	6.50	0.70	7.890	0.000	7.890	0.000
11	6×7	7.00	0.75	13.230	13.230	0.000	0.000
12	6×7	7.50	0.80	8.310	8.310	0.000	0.000
13	6×7	8.00	0.90	10.000	10.000	0.000	0.000
14	6×7	9.00	1.00	17.240	17.240	0.000	0.000
15	6×7	10.00	1.10	141.020	117.536	23.484	0.000
16	6×7	11.00	1.20	471.660	471.660	0.000	0.000
17	6×7	13.00	1.40	43.520	43.520	0.000	0.000
18	6×7	15.00	1.60	297.330	297.330	0.000	0.000
19	6×7	17.00	1.80	53.210	53.210	0.000	0.000
20	6×7	19.00	2.00	10.600	10.600	0.000	0.000
21	6×7	20.00	2.10	90.100	90.100	0.000	0.000
22	6×7	21.00	2.20	6.360	6.360	0.000	0.000
23	6×7	22.00	2.30	7.720	7.720	0.000	0.000
24	6×7	23.00	2.40	7.210	7.210	0.000	0.000
25	6×7	24.00	2.50	2.120	2.120	0.000	0.000
26	6×7	25.00	2.60	253.340	253.340	0.000	0.000
27	6×7	26.00	2.70	2.400	2.400	0.000	0.000
Total	6×7	STAS	1353—71	1611.290	1 411.886	168.375	31.029

vegherea și controlul execuției fiecărui program în parte și a sistemului în ansamblu;

— suportul principal al informațiilor prelucrate în cadrul sistemului îl constituie fișierele pe bandă magnetică sau disc, cu acces de tip secvențial, care, în funcție de scopul în care au fost create și utilizate, pot fi:

— fișiere de lucru (pentru legătura dintre două programe consecutive);

— fișiere-depozit (pentru stocarea pe perioade lungi a informației și transferul acesteia către programele care le solicită);

— fișiere de rezervă (pentru înlocuirea fișierelor depozit în caz de avarie a acestora);

— cartelele perforate sînt folosite numai pentru introducerea datelor de bază (crearea bazei de date și comanda de programare);

— codificarea și decodificarea informațiilor, de la și pînă la forma uzuală a acestora, se realizează automat cu ajutorul unui translator propriu de coduri;

— automatizarea integrală a circuitului informațional între programele sistemului.

Sistemul de programe poate fi exploatat atît pe calculatorul ICL—1905 instalat la Centrul de calcul al Direcției Centrale de Statistică, cît și pe un calculator de tip FELIX—256, cu care va fi dotată Centrala de prelucrare a metalului — București. În configurația sa actuală sistemul are următoarele limitări:

— numărul maxim de sortimente	350
— numărul maxim de tipuri de mașini	70
— numărul de uzine producătoare	2
— numărul maxim de faze pentru un sortiment și uzină	10
— numărul maxim de sortimente pe o singură mașină	100
— numărul maxim de trasee tehnologice posibile	120 000

Aceste limitări pot fi extinse în funcție de necesități, cu intervenții minime din exterior. În aceste condiții sistemul asigură analiza tuturor variantelor de producție din sector, stabilirea soluției optime și afișarea acesteia într-o formă direct utilizabilă pentru conducerea producției (tabelele 1 și 2) într-un timp scurt (2—6 h, în funcție de gama sortimentală și de numărul tipurilor de mașini pentru care se caută soluția optimă).

Programarea mașinilor *Tabela 2*

Produs: Cabluri de oțel
Uzina I.S.C.T. Anul 1973

Nr. crt.	Mașina		Capacitate — ore			Program		Fabricație		
	Tip	Buc.	Existent	Programat	Disponibil	Sortiment	STAS	D. Cablu	D. Sîrmă	Cantitate
1	6×160	3								
						6×19	1353—71	9.00	0.60	162.135
						6×19	1353—71	12.00	0.75	286.911
						6×37	1353—71	14.00	0.65	6.847
						6×37	1353—71	16.00	0.75	73.852
Total		6×160	18840.00	18840.00	0.00					529.744
2	6×250	6								
						6×7	1353—71	11.00	1.20	471.660
						6×19	1353—71	9.00	0.60	24.730
						6×19	1353—71	10.00	0.65	0.435
						6×19	1353—71	11.00	0.70	227.903
						6×37	1353—71	17.00	0.80	205.958
						6×37	1353—71	19.00	0.90	155.488
						6×37	1353—71	20.00	0.95	3.209
						6×61	1353—71	19.00	0.70	7.882
						6×61	1353—71	22.00	0.80	15.057
						SIL 6×31	1689—65	18.00	1.15	9.034
						SIL 6×31	1689—65	19.00	1.20	1.297
Total		6×250	34340.00	34540.00	0.00					1122.653
3	6×400	5								
						6×7	1353—71	7.00	0.75	13.230*
						6×7	1353—71	7.00	0.75	13.230
						6×7	1353—71	7.50	0.80	8.310*
						6×7	1353—71	7.50	0.80	8.310

Aplicații experimentale ale sistemului de conducere cu mijloace automate de prelucrare a datelor

Pînă în prezent au fost efectuate mai multe aplicații ale sistemului de conducere la fundamentarea dezvoltării producției de cabluri de tracțiune și la stabilirea programelor de fabricație trimestriale pe anii 1972 și 1973.

Rezultatele obținute au confirmat superioritatea metodelor moderne de conducere, bazate pe modele matematice și tehnică electronică de calcul, în comparație cu metodele clasice utilizate pînă în prezent, așa cum se poate observa din datele prezentate în continuare :

- creșterea volumului producției 5—8%;
- creșterea valorii producției-marfă 6—7%;
- beneficii suplimentare 8—10%;
- îmbunătățirea indicelui de utilizare a capacităților de producție 8—12%;
- îmbunătățirea indicelui de specializare a producției 35—40%;
- termenul de recuperare a cheltuielilor de proiectare a sistemului 3—4 luni;
- termenul de recuperare a cheltuielilor cu orele de calculator consumate la o aplicație periodică 5—7 zile.

Pe baza acestor rezultate a devenit posibilă extinderea cîmpului de aplicații ale sistemului, precum și trecerea treptată la utilizarea sa curentă în conducerea producției cablurilor de tracțiune.

Domenii de aplicație a sistemului de conducere

Datorită caracteristicilor și performanțelor sale sistemul poate fi utilizat în numeroase direcții majore ale conducerii curente și de perspectivă a producției la nivel de ramură și producător, cum sînt :

— stabilirea capacităților optime de producție ;
— stabilirea structurii optime a producției ;
— fundamentarea planurilor de perspectivă ;
— programarea producției pe perioade lungi ;
— programarea producției pe perioade scurte ;
— analiza și îmbunătățirea structurii balanței pe grupă de produse la capitolul import-export ;
— analiza și stabilirea corelațiilor și nivelelor de producție optime, pe fluxul materii prime — semifabricate — produs finit.

În prezent, în scopul îmbunătățirii condițiilor de utilizare a sistemului se studiază realizarea unei legături automatizate între cererile consumatorilor și programele de fabricație, prin elaborarea unui program care să permită centralizarea automată a specificațiilor de necesar și reducerea volumului de muncă pentru emiterea repartițiilor către beneficiari.

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

Acord tehnic Delattre — Levivier și Head Wrightson

Head Wrightson (Marea Britanie) și societatea franceză Delattre-Levivier, aparținînd grupului Creusot — Loire, au încheiat un acord de licență, conform căruia Head Wrightson va comercializa tehnica de aglomerare recent pusă la punct de Delattre-Levivier, cuprinzînd răcirea la linia de aglomerare. Această tehnică este caracterizată de extinderea liniei de aglomerare cu circa 50—60% din suprafața ei și utilizarea unui circuit separat de aer de răcire pe această suprafață suplimentară.

Aglomeratul este descărcat rece de la bandă, neexistînd nici ciururi la cald și nici o instalație de răcire separată. Aglomeratul rece este mai ușor de concasat și produce mai puțin mărunt decît aglomeratul cald. Rezultă o economie de cocs legată de reducerea măruntului și — ceea ce este mai important — economii foarte substanțiale la cheltuielile de întreținere, ca urmare a suprimării ciururilor la cald și a uzurii reduse a concasorului.

Delattre-Levivier a construit două instalații de acest gen pentru Sidmar (Belgia) și pentru Chiers (Franța); de asemenea a obținut pentru Cockerill (Belgia) comanda pentru a treia instalație, care va construi cea mai mare linie Dwight-Lloyd din lume.

(*L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 46, 15 noiem., 1973,p. 50*)

★

Combinatul siderurgic Tees

Mai mult de 50 mil. de lire, reprezentînd o parte din al doilea stadiu de dezvoltare a celui mai mare combinat siderurgic din Europa, pe malurile rîului Tees, valorează contractele încheiate de British Steel Corporation; combinatul va fi dat în funcțiune la începutul anului 1980.

Primul stadiu, acum aproape complet, implică construirea unei instalații pentru prelucrarea minereului și a unui depozit al Redcar ; al doilea stadiu cuprinde proiectarea instalațiilor pentru alimentarea cu materii prime de calitate și bine preparate a furnalelor. Aceasta va permite o creștere a producției la furnalele existente la Clay Lane, ceea ce va face posibilă creșterea producției de oțel lichid de la oțelăria Lackenby.

Principalele obiective ale contractului sînt o baterie de 66 de cuptoare de cocsificare cu o capacitate anuală de 1 mil. t, o instalație de sinterizare de 3,8 mil. t anual și prima instalație de peletizare a companiei cu o producție de 3 mil. t pelete, fără praf, pe an. Instalațiile de sinterizare și peletizare vor fi printre cele mai mari din lume.

Cuptoarele de cocsificare vor fi primele din această țară încălzite prin conducte cu cărbuni preîncălziți, eliminîndu-se astfel fumul care se degajă de la cuptoarele de cocsificare încărcate obișnuit.

Utilizarea echipamentului modern împotriva poluării și înlăturarea celui vechi va avea un efect favorabil asupra mediului înconjurător din regiunea rîului Tees.

Se așteaptă ca principalele instalații pentru produse sinterizate, pelete și cocs să fie date în funcțiune treptat începînd din decembrie 1974.

(*Metal Construction and British Welding Journal, Anglia, nr. 9, sept.,1973, p. 349*)

★

Concentrare în industria siderurgică vest-germană

Comisia Comunităților Europene a autorizat, în virtutea art. 66 din Tratatul C.E.C.O., achiziționarea de către societatea Klöckner-Werke A.G. din Duisburg a unei participări la Terrocommerz GmbH și achiziționarea de către Terrocormmerz Beteiligungs GmbH, Hamburg a unei participări la Hamburger Stahlwerke GmbH Hamburg (HSW).

Cererea de autorizație a fost introdusă de Klöckner-Werke AG. Korf Industrie und Handel GmbH dc Co KG și Hamburgische Landesbouh Girozentrale.

În 1971 Klöckner-Werke a produs 2,993 mil. t oțel brut și 2,193 mil. t produse laminate finite, din care 35 mii t sîrmă laminată și 534 mii t laminate comerciale.

Grupul Korf a produs 368 mii t oțel brut, 364 mii t produse laminate finite, din care 191 mii t sîrmă laminată și 173 mii t laminate comerciale.

Pentru ansamblul Comunității, producția acestor două grupuri este de 2,6% pentru oțel brut, 5,6% pentru sîrmă laminată și 3,5% pentru laminate comerciale. Scopul principal al operațiunii este de a asigura aprovizionarea uzinei Klöckner de la Hagen Haspe cu semifabricate HSW, după amenajarea capacității ei de producție pentru oțel brut.

(*Revue de Métallurgie, Franța, nr. 4, 1973, p. 103—E*)

Prof. dr. ing. I. Crudu, ing. I. Ştefănescu
Institutul politehnic — Iaşi

Ing. Maria Avram, Cr. Brătescu, ing. R. Morait
şi ing. Gh. Ştefănescu
Uzina „Semănătoarea" — Bucureşti

Contribuţii la studiul influenţei structurii fontelor maleabile perlitice asupra proprietăţilor de antifricţiune (I)

CZ 669.131.8 : 620.186 : 531.43

În cadrul unor cercetări mai ample efectuate asupra caracteristicilor fontei maleabile perlitice s-au studiat pe lîngă rezistenţa la uzură [1], [2], [3] şi proprietăţile de antifricţiune. De altfel literatura de specialitate nu conţine date privind proprietăţile de antifricţiune ale fontelor maleabile perlitice, ci în special date referitoare la fontele cenuşii.

În general se ştie că proprietăţile de antifricţiune [4] depind de compoziţia chimică şi structura aliajului, eterogenitatea structurii aliajului, lipsa tendinţei de gripare, proprietăţile mecanice etc.

Starea de antifricţiune a unui material este caracterizată [5] printr-un coeficient de frecare mic şi stabil, rezistenţă mare la uzură şi un bun rodaj.

După Tabor materialele de antifricţiune se întîlnesc în practică sub trei forme: grăunţi duri înglobaţi într-un material cu proprietăţi plastice; metal moale repartizat într-o masă dură; metal pur sau aliaj alcătuit dintr-o fază.

Pe baza acestei clasificări se poate considera că fonta maleabilă perlitică se încadrează în grupa a II-a.

Proprietăţile mecanice deosebite ale fontelor maleabile perlitice justifică preocupările pentru găsirea condiţiilor în care aceste fonte pot înlocui diverse materiale de antifricţiune în vederea simplificării tehnologiei de fabricaţie şi a scăderii preţului de cost.

Metodica încercărilor. Stabilirea unei metodici de cercetare este deosebit de dificilă în cazul încercărilor în domeniul frecării şi uzurii din cauza complexităţii fenomenelor şi proceselor care apar în straturile superficiale ale pieselor în contact. În lucrarea de faţă se aplică metodologia din lucrările [1], [2], [3]. S-a urmărit comportarea unor probe sub formă de sector de cerc din fontă maleabilă perlitică şi respectiv Bz 14 T, în contact cu role din OLC 45, tratate CIF la 48—51 HRC şi rectificate.

Forma probelor folosite este dată în figura 1. Încercările s-au efectuat pe două maşini de încercare speciale cu încărcări între 0 şi 500 daN. Viteza de alunecare, ţinînd seamă de turaţia şi diametrele rolelor, a fost de 0,475 m/s. Ca lubrifiant s-a folosit uleiul SR 211, cu un debit constant de circa 75 ml/min. Încercările s-au efectuat la diverse încărcări (100, 150, 200, 250, 300, 350, 400 şi 450 daN) adică la presiuni de contact de 33,3; 50,0; 66,6; 83,3; 100,0; 116,6; 133,3 şi 150 daN/cm², ceea ce corespunde la valori ale produsului *pv* cuprinse între 15,82 şi 71,25 daN/cm²·m/s.

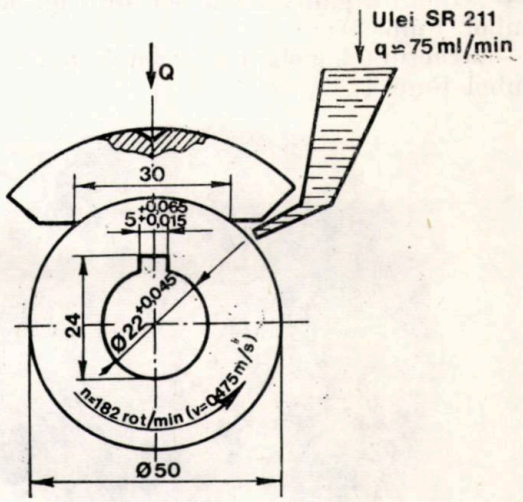


Fig. 1. Schema de încercare a probelor.

În timpul încercărilor s-a înregistrat automat momentul de frecare, astfel că pentru o încărcare dată s-a putut urmări variaţia coeficientului de frecare pe toată durata încercării. Pentru comparaţie s-a luat ca bază valoarea medie a coeficientului de frecare pentru 4—6 încercări cînd s-a constatat că valoarea coeficientului de frecare s-a menţinut constantă adică s-a încheiat procesul de rodaj.

Materiale încercate. S-au încercat patru grupe de fonte maleabile perlitice, în total opt sorturi (tabela 1), în comparaţie cu bronzul Bz 14 T. Pentru fiecare sort de fontă s-au făcut şi fotografiile microstructurii. Pentru analiza şi interpretarea rezultatelor, materialele încercate au fost grupate astfel:

a) Fontă maleabilă perlitică cu număr mic de separări de grafit (25—30/mm²) cu structura de bază perlită (100%) cu:

— structura globulară a perlitei (fig. 2,*a* — simbol Fmp 1);

— structura lamelară a perlitei (fig. 2, *b* — simbol Fmp 2).

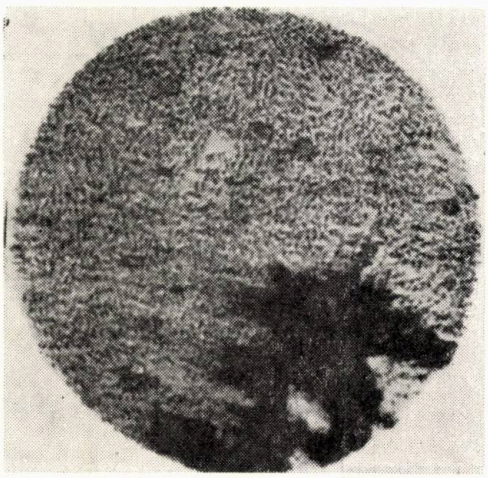
b) Fontă maleabilă perlitică cu aproximativ 30 nodule de grafit, avînd masa de bază formată din perlită şi 30—50% ferită cu:

Tabela 1

Simbolul fontei	Numărul de separări de grafit/mm²	Structura			Observații
		Perlită		Ferită, %	
		proporție, %	tipul perlitei		
Fmp 1	25—30	100	globulară	—	—
Fmp 2	25—30	100	lamelară	—	—
Fmp 3	cca. 30	70— 50	globulară	30—50	Duritatea 130 HB
Fmp 4	cca. 30	70—50	lamelară	30—50	Duritatea 170 HB
Fmp 5	90—120	cca.100	lamelară	2— 3	Duritatea 229 HB
Fmp 6	90—120	100	globulară (sorbită)	—	Duritatea 229 HB
Fmp 7	90—120	60—50	lamelară	40—50	Duritatea 170 HB
Fmp 8	90—120	60—50	globulară	40—50	Duritatea 146 HB

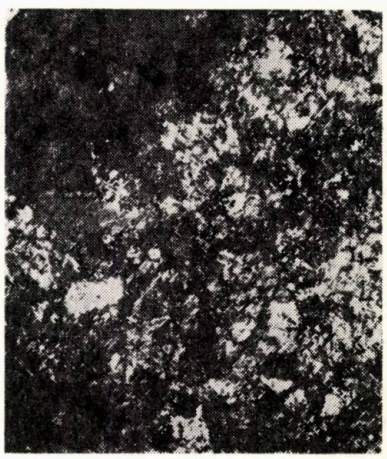
— structura globulară a perlitei (fig. 3, *a* — simbol Fmp 3);

— structura lamelară a perlitei (fig. 3, *b* — simbol Fmp 4).



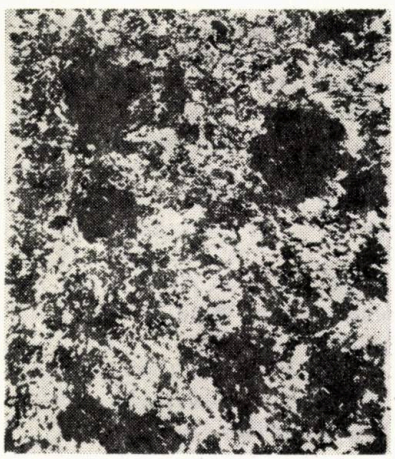
a)

Fig. 2,*a*. Fmp 1 — structura globulară a perlitei x 600.



b)

Fig. 2,*b*. Fmp 2 — structura lamelară a perlitei x 350.



a)

Fig. 3,*a*. Fmp 3 — structura globulară a perlitei x 220.

b)

Fig. 3,*b*. Fmp 4 — structura lamelară a perlitei x 350.

c) Fontă maleabilă perlitică cu 90—120 separări de grafit și 100% perlită cu:

— structura lamelară a perlitei (fig. 4, *a* — simbol Fmp 5);

— structura globulară (sorbitică) a perlitei (fig. 4, *b* — simbol Fmp 6).

d) Fontă maleabilă perlitică cu 90—120 separări de grafit și 40—50% ferită cu:

— structura lamelară a perlitei (fig. 5, *a* — simbol Fmp 7);

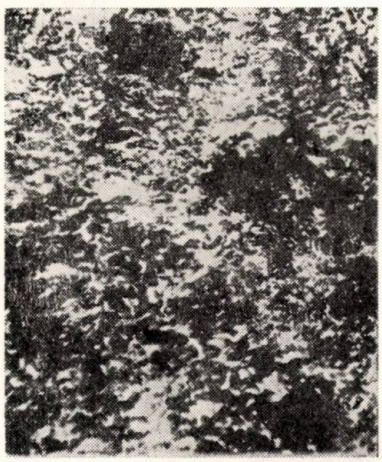
— structura globulară a perlitei (fig. 5, *b* — simbol Fmp 8).

e) Bronz Bz 14 T.

Rezultate experimentale. Valorile medii ale coeficientului de frecare pentru toate materialele încercate sînt reprezentate în figurile 6, 7, 8, 9, 10, 11 , 12, 13 şi 14.

a)

Fig. 4,*a*. Fmp 5 — structura lamelară a perlitei x 350.



a)

Fig. 5,*a*. Fmp 7 — structura lamelară a perlitei x 350.

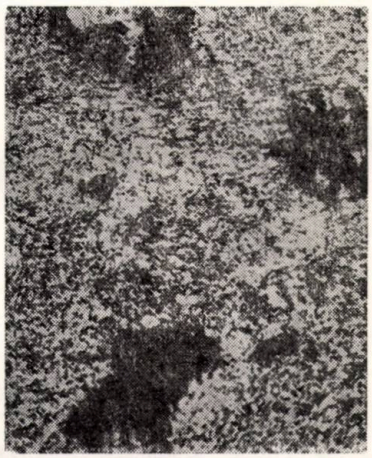
În figura 15 sînt grupate valorile coeficientului de frecare în funcţie de presiunea de contact, după încheierea procesului de rodaj.

Din figurile 6 şi 7 rezultă că la fontele Fmp 1 şi Fmp 2 intervalul de timp după care se atinge valoarea minimă a coeficientului de frecare (perioada de încheiere a rodajului) este de acelaşi ordin de mărime (cca. 50 min) atît pentru fontele cu perlită lamelară, cît şi pentru cele cu perlită globulară, influenţa acestui constituent fiind practic neînsemnată. Mărimea coeficientului de frecare este mai mare la fontele cu perlită lamelară, pentru presiuni mici (sub 66 daN/cm²) şi tinde la aceeaşi valoare la presiuni de contact mai mari (fig. 15). Peste încărcări de 80 daN/cm² aceste fonte au prezentat fenomene de gripare, deci uzuri mari, ceea ce atestă absenţa unor proprietăţi de antifricţiune peste această sarcină.

Din figurile 8 şi 9 rezultă că prezenţa feritei în proporţie de 30—50% în fontele cu circa 30 separări de grafit/mm² (Fmp 3 şi Fmp 4)

b)

Fig. 4,*b*. Fmp 6 — structura globulară (sorbitică) a perlitei x 350.



b)

Fig. 5 *b* Fmp 8 — structura globulară a perlitei x 350.

face ca rodajul să fie de ordinul a 60 min. Prezenţa perlitei lamelare (Fmp 4) determină o scădere importantă a coeficientului de frecare concomitent cu menţinerea proprietăţilor de antifricţiune pînă la presiuni de 100 daN/cm², faţă de circa 80 daN/cm² în cazul perlitei globulare. Acest lucru se realizează cu toate că fonta cu perlita lamelară are duritatea mai mare decît cea cu perlita globulară.

În cazul fontelor cu 90—120 separări de grafit/mm² (Fmp 5 şi Fmp 6) (fig. 10 şi 11) structura perlitei influenţează atît perioada de rodaj, cît şi presiunea maximă pînă la care se menţin proprietăţile de antifricţiune. Perlita lamelară lungeşte perioada de rodaj dar asigură presiuni de lucru pînă la 120 daN/cm² faţă de circa 100 daN/cm² cît se obţine la fontele cu perlită globulară.

Fontele cu același număr de separări de grafit dar cu 50—60% perlită și cu 40—50% ferită (Fmp 7 și Fmp 8) (fig. 12 și 13) au prezentat cele mai mici valori ale coeficientului de frecare. Perioada de rodaj este mai mare

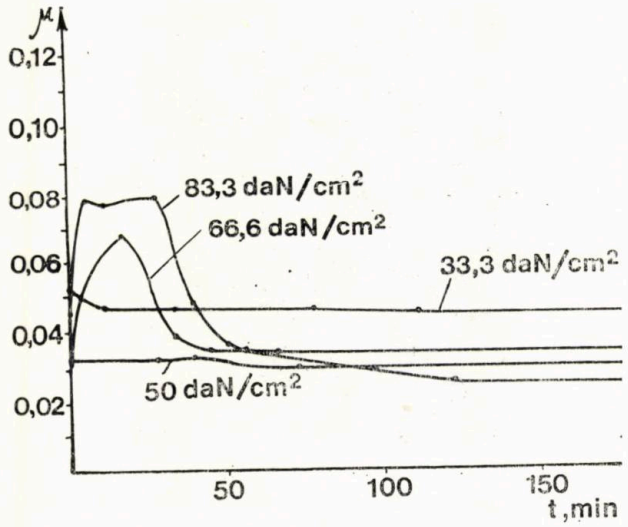


Fig. 6. Variația coeficientului de frecare în funcție de timpul de încercare la Fmp 1:

germeni de grafit/mm² = 25—30
perlită = 100% globulară
ferită = ——
duritate = ——

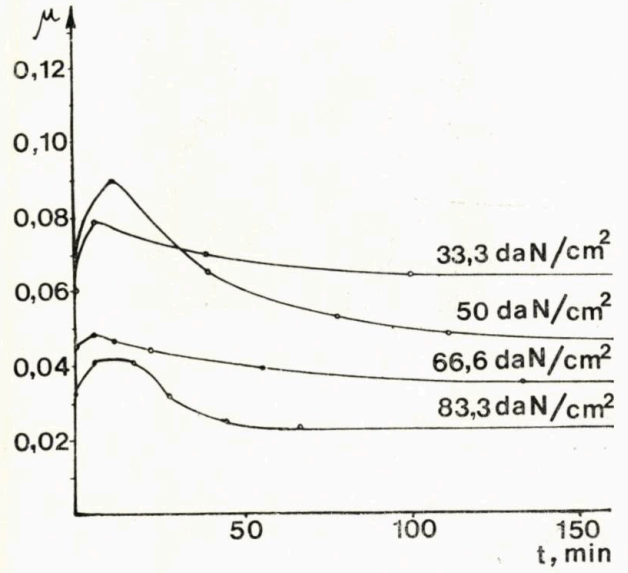


Fig. 7. Variația coeficientului de frecare în funcție de timpul de încercare la Fmp 2:

germeni de grafit/mm² = 25—30
perlită = 100% lamelară
ferită = ——
duritate = ——

la fontele cu structură lamelară a perlitei (cca. 75 min) și are o durată foarte mică la încărcări sub 100 daN/cm² în cazul perlitei globulare. De semnalat că fontele cu perlită lamelară s-au comportat foarte bine la presiuni de contact pînă la 135 daN/cm².

În ce privește proprietățile de antifricțiune ale bronzului Bz 14 T, așa cum rezultă din figura 14 acesta permite realizarea unui rodaj de scurtă durată (sub 50 min), valorile coeficientului de frecare scăzînd o dată cu creșterea

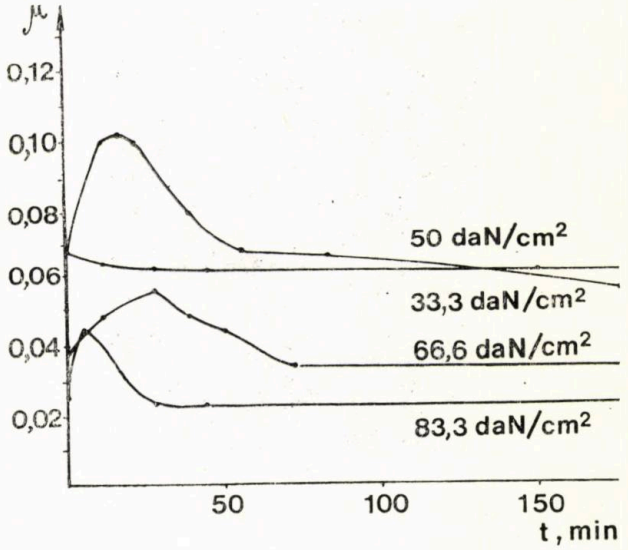


Fig. 8. Variația coeficientului de frecare în funcție de timpul de încercare la Fmp 3:

germeni de grafit/mm² = cca. 30
perlită = 70—50% globulară
ferită = 30—50%
duritate = 130 HB

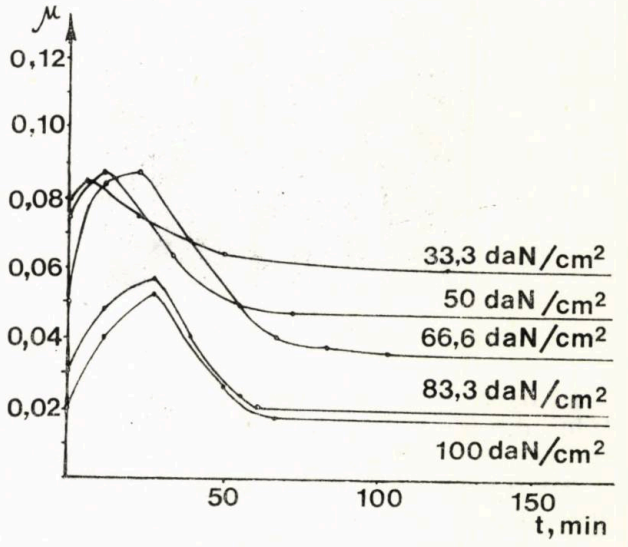


Fig. 9. Variația coeficientului de frecare în funcție de timpul de încercare la Fmp 4:

germeni de grafit/mm² = cca. 30
perlită = 70—50% lamelară
ferită = 30—50%
duritate = 170 HB

presiunii de contact pînă la 100 daN/cm², după care începe să crească. Peste această valoare a presiunii de contact coeficientul de frecare se menține aproximativ constant pînă la 135 daN/cm², după care începe să crească. La presiuni superioare (150 daN/cm²) încercările

au arătat că apare pericolul de gripare cu supraîncălzirea intensă a probelor.

Din figura 15 rezultă că proprietăţile de antifricţiune depind de numărul de separări de grafit, de structura perlitei, cît şi de prezenţa feritei.

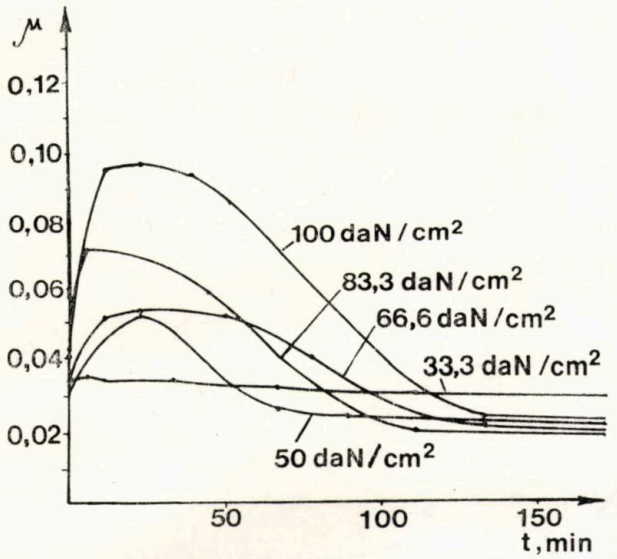


Fig. 10. Variaţia coeficientului de frecare în funcţie de timpul de încercare la Fmp 5:

germeni de grafit/mm² = 90–120
perlită = cca. 100%
ferită = 2–3%
duritate = 229 HB

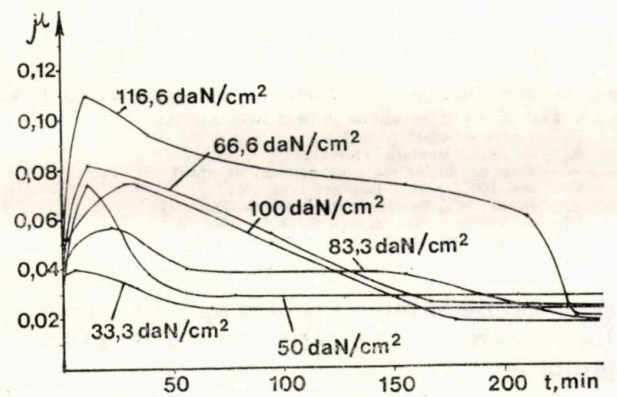


Fig. 11. Variaţia coeficientului de frecare la Fmp 6:

germeni de grafit/mm² = 90–120
perlită = 100% globulară (sorbită)
ferită = ——
duritate = 229 HB

Cu creşterea numărului de separări de grafit presiunea de încărcare creşte. La acelaşi număr de separări de grafit prezenţa feritei şi, deci, scăderea procentului de perlită duce la creşterea presiunilor de încărcare. De altfel prezenţa feritei face ca duritatea fontelor să scadă şi deci ajustarea suprafeţelor în contact să se facă mai uşor. Această observaţie confirmă şi rezultatele obţinute de alţi cercetători [6].

Încercările în condiţii de laborator a patru grupe de fonte maleabile perlitice (cu grafit

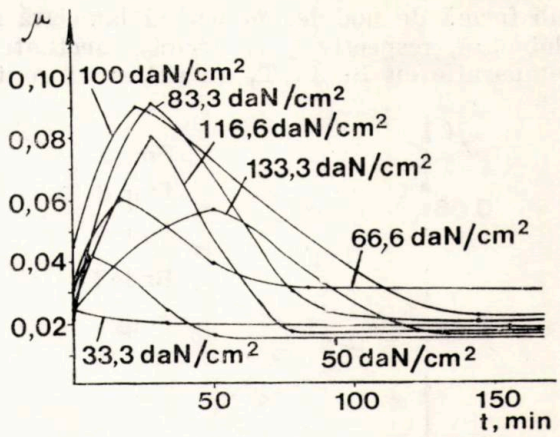


Fig. 12. Variaţia coeficientului de frecare în funcţie de timpul de încercare la Fmp 7:

germeni de grafit/mm² = 90–120
perlită = 60–50% lamelară
ferită = 40–50%
duritate = 170 HB

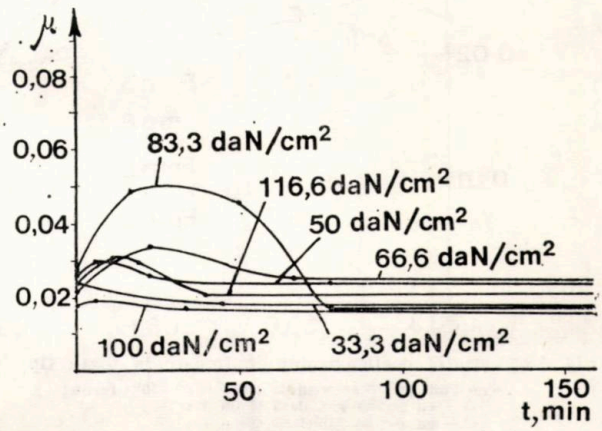


Fig. 13. Variaţia coeficientului de frecare în funcţie de timpul de încercare la Fmp 8:

germeni de grafit/mm² = 90–120
perlită = 60–50% globulară
ferită = 40–50%
duritate = 146 HB

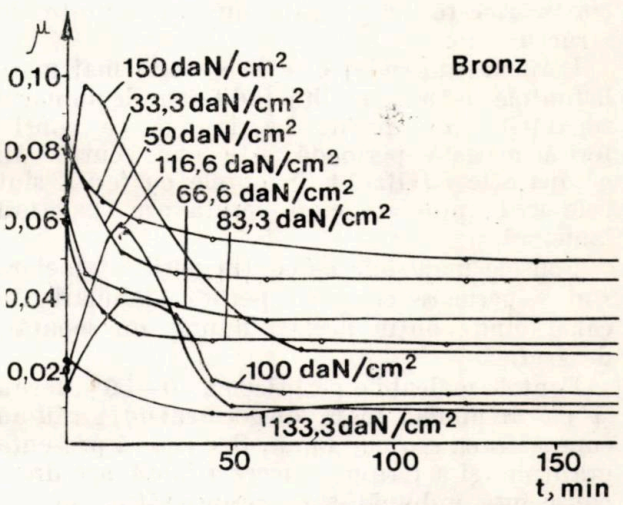


Fig. 14. Variaţia coeficientului de frecare în funcţie de timpul de încercare la bronz (Bz 14 T).

sub formă de nodule, cu perlită lamelară sau globulară, respectiv şi cu ferită), efectuate în comparaţie cu Bz 14 T, au arătat că fontele

În comparaţie cu Bz 14 T fontele cu număr mare de separări de grafit cu perlită lamelară şi ferită 40—50% au proprietăţi asemănătoare

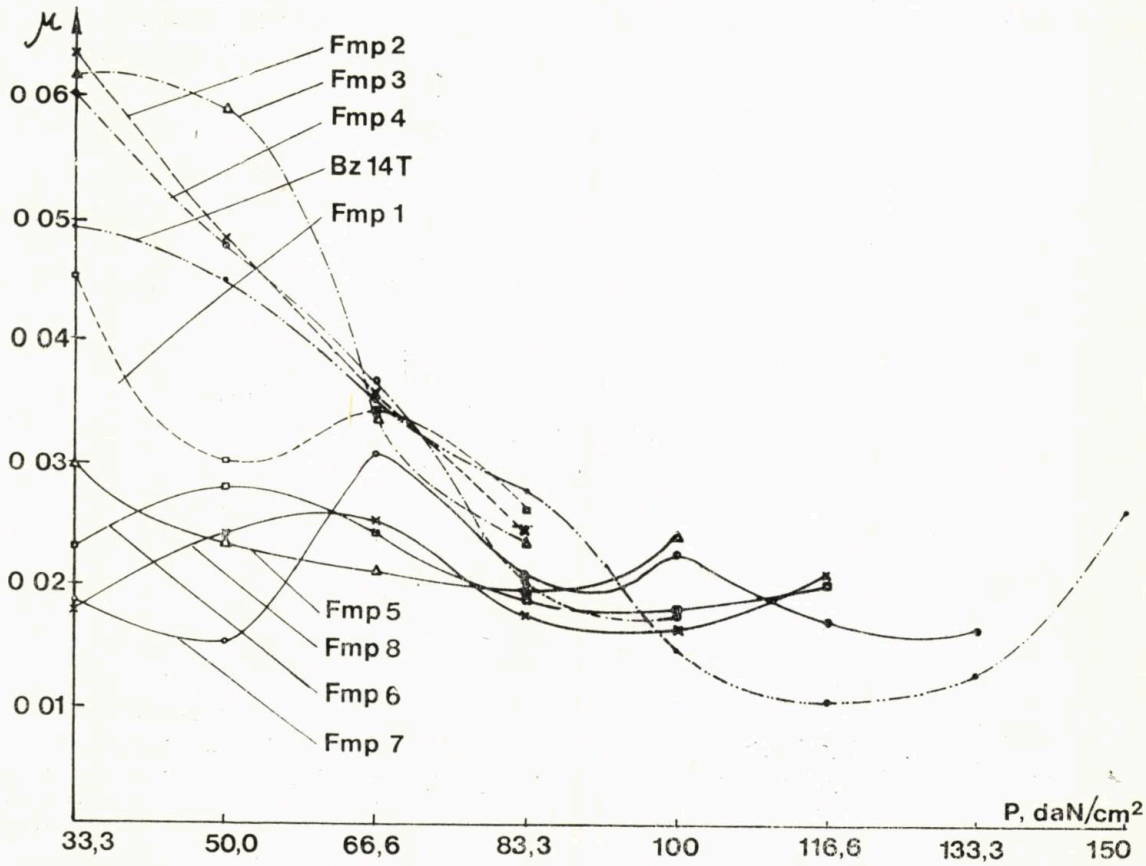


Fig. 15. Variaţia coeficientului de frecare la toate tipurile de fontă şi bronz încercate, în funcţie de presiunea de contact:
−.−.− Fmp cca.30 germeni de grafit şi 30—50% ferită;
Δ — cu perlită globulară (Fmp 3);
O — cu perlită lamelară (Fmp 4);
− − − Fmp cu 25—30 germeni de grofit şi 100% perlită;
□ — perlită globulară (Fmp 1);
X — cu perlită lamelară (Fmp 2);
——— — Fmp cu număr mare de germeni de grafit (90—120):
O — cca. 100% perlită lamelară (Fmp 5);
Δ — cu 40—50% ferită, perlită lamelară (Fmp 7);
□ — cu 100% perlită globulară-sorbită-(Fmp 6);
X — cu 40—50% ferită, perlită globulară (Fmp 8);
— ·· — ·· — BZ 14 T.

maleabile perlitice au proprietăţi de antifricţiune. Aceste proprietăţi sînt influenţate de structura lor.

Perioada de rodaj este în general mai mare la fontele cu 100% perlită, indiferent de numărul separărilor de grafit. La fontele ce conţin ferită această perioadă este mai scurtă. În comparaţie cu Bz 14 T fontele cu ferită sînt cele mai apropiate cînd perlita are structura lamelară.

Fontele maleabile ce conţin perlită lamelară sînt superioare celor cu perlită globulară, în cazul cînd conţin acelaşi număr de separări de grafit.

Fontele maleabile perlitice cu 40—50% ferită şi cu un număr mare de germeni de grafit au comportarea cea mai bună. Rezultă că prezenţa grafitului şi a feritei în aceeaşi fontă are drept consecinţă îmbunătăţirea proprietăţilor de antifricţiune.

şi pot prezenta interes pentru aplicaţie practică. Introducerea în producţie reclamă încercări de prototip.

BIBLIOGRAFIE

[1] Crudu I., Neculăiasa V., Avram M., Brătescu C., Morait R. şi Ştefănescu Gh. *Încercări de uzură a unor cupluri din fontă maleabilă perlitică şi oţel carbon de calitate.* Buletin I.P. — Iaşi, vol. XIII, fascicolul 3—4, 1967.

[2] Idem. *Cercetări privind comportarea la uzură a unor cupluri din fontă maleabilă perlitică şi oţel carbon de calitate în condiţii uscate.* Metalurgia, nr. 9, 1967.

[3] Idem. *Cercetări privind comportarea la uzură a unor cupluri din fontă maleabilă perlitică şi oţel carbon de calitate în condiţii abrazive.* Metalurgia, nr. 10, 1968.

[4] Kosteţki B. I. *Trenie smazka i iznos v maşinah.* Kiev, Iz. Tehnika, 1970.

[5] Cazeud R. *Le frottement des antifrictions.* Paris, Dunod, 1955.

[6] Angus H. T. *Destruction of Iron Surfaces under Conditions of Dry Sliding Wear. Proceedings of the Conference on Lubrification and Wear.* Londra, oct. 1957.

Cercetări privind reducerea consumului specific de metal în industria cimentului prin utilizarea oțelului aliat crom-molibden la fabricarea corpurilor de măcinare (bile)

Ing. Elisabeta Para

Centrul de cercetare proiectare utilaje piese schimb — București

CZ 669.15'26'28—194 : 339.44

În prezenta lucrare se prezintă rezultatele unor cercetări experimentale privind utilizarea oțelului aliat crom-molibden la fabricarea corpurilor de măcinare (bile).

Comparînd datele publicate în revistele de specialitate atît din țară, cît și de peste hotare privind corpurile de măcinare fabricate din materiale metalice, rezultă că în R. S. România consumul specific la aceste elemente este foarte ridicat, variind între 0,9 și 1 kg/t de ciment, depășind astfel de circa 10 ori consumul specific de metal per tona de ciment, realizat pe plan internațional de țările cu veche tradiție și cu o tehnologie avansată în industria cimentului (R.F.G., S.U.A. etc.).

Acest consum specific prezintă în R. S. România o tendință de creștere datorită în special dotării industriei cimentului cu utilaje tehnologice perfecționate avînd dimensiuni mai mari decît vechiul utilaj aflat în dotarea fabricilor producătoare de ciment și avînd ca efect imediat creșterea productivității medii zilnice în scopul satisfacerii necesităților interne, cît și pentru volumul tot mai mare ce se livrează la export.

Corespunzător creșterii performanțelor tehnice și utilajului tehnologic trebuie îmbunătățite și performanțele tehnico-economice pentru corpurile de măcinare folosite, în scopul realizării unor pierderi rezonabile din cantitatea de inițial metal introdusă în moara de ciment.

Pînă în prezent corpurile de măcinare (bile Ø 40—110 mm) au fost fabricate prin metoda forjării, materialul utilizat fiind oțelul carbon obișnuit OL 70 K (conținutul de carbon variind între 0,50 și 0,62%). Din această soluție tehnologică de fabricație rezultă un consum specific de metal de 900—1 000 g/t ciment.

Pentru comparație se prezintă situația consumului specific de material metalic realizat, per tona de ciment, de alte țări.

În anul 1968 s-au realizat 100 g/t ciment în R.F. Germania, aceasta diminuîndu-se pînă la 50 g în anul 1971.

În ceea ce privește consumul mare de material metalic, realizat la noi în țară, se consideră că acesta se menține la nivel mare datorită în special faptului că materialul metalic utilizat pînă în prezent — și anume oțelul OL 70 K — nu mai corespunde cerințelor etapei actuale de dezvoltare a tehnicii, datorită în special dotării industriei cimentului cu utilaje tehnologice perfecționate, cu dimensiuni de gabarit și performanțe tehnice mai mari decît utilajele inițiale.

Cercetarea experimentală descrisă are drept scop diminuarea acestor neajunsuri și, în special, a defecțiunilor curente cu : uzură mare și neuniformă ; spargeri multiple ; dispersie mare a durității.

În scopul eliminării defecțiunilor enumerate laboratorul institutului a studiat posibilitatea utilizării unor materiale metalice capabile să reziste condițiilor diferite de exploatare.

Dintre materialele metalice studiate lucrarea prezentă se referă la oțelurile aliate crom-molibden cu următoarea compoziție chimică (conform GOST 5 950—51) ; 1,4—1,8% C ; 0,8—1,0%Mn ; 0,4—0,6% Si ; 11,5—12,5% Cr ; 0,5—0,7% Mo; max. 0,025% S; max. 0,03% P.

Elaborarea oțelului cu compoziția chimică indicată s-a făcut într-un cuptor electric tip bazic, de 3 t.

Șarja de oțel crom-molibden s-a turnat în forme, la o temperatură de 1 450°C, lăsîndu-se să se răcească în mod lent—fără o forțare cu jet de aer sau apă — pînă sub temperatura de 100°C, în scopul evitării pericolului de apariție a unor crăpături cauzate de o răcire bruscă.

După răcire și dezbaterea formelor bilele au fost detașate de rețea prin lovire manuală.

Tratamentul termic al corpurilor de măcinare :

— călire efectuată în cuptoare cu vatră mobilă. Constă dintr-o încălzire lentă cu 100°C/h pînă se ajunge la temperatura de 700°C. Urmează o încălzire rapidă pînă la 1 100 ± 20°C cu menținerea constantă la acest nivel timp de o oră. Urmează o răcire în aer liniștit ;

— revenire, constînd din două încălziri 500—550°C timp de 3—4 h în scopul obținerii unei durități de 58 HRC și a unei microstructuri avînd masa de bază martensită de revenire cu carburi uniform distribuite ; austenita reziduală nu este permisă.

Încercări experimentale de comportare în regim de exploatare. În general atît morile brute, cît și cele de clinker, au diametrul cuprins

între 2,2 și 6,0 m, lungimea acestora fiind de 10—20 m. Aceste mori sînt compartimentate în trei camere prin pereți despărțitori cu fante, astfel :

— camera nr. 1 (camera de măcinare grosieră) ;

— camera nr. 2 (camera intermediară) ;

— camera nr. 3 (camera finisoare).

În camerele grosiere se introduc bile cu diametrul cuprins între 70 și 100 mm ; în camerele intermediare se introduc bile cu diametrul de 40—70 mm, iar în camerele finisoare se introduc corpuri de măcinare fine, cilindrice sau biconice.

Pentru realizarea fazei de experimentare a corpurilor de măcinare (bile avînd diametrul cuprins între 70 și 110 mm) s-a folosit camera grosieră a unei mori tubulare de ciment tip 2,2 × 11 m, unde este ca fenomen preponderent solicitarea la impact. Metodologia de experimentare a avut drept scop fundamental determinarea unui factor de uzură a corpurilor de măcinare definit în baza relației :

$$K_u = \frac{G_i - G_{ex}}{P_c},$$

unde :

K_u este coeficientul de uzură ;

G_i — greutatea inițială a corpurilor de măcinare introduse în experimentare, kg ;

G_{ex} — greutatea corpurilor de măcinare la sfîrșitul perioadei de experimentare, kg ;

P_c — producția totală de ciment realizată de moară pe durata experimentării, t, precum și :

— greutatea corpurilor de măcinare degradate complet ;

— cantitatea de corpuri de măcinare recuperate după experimentare ;

— duritatea corpurilor de măcinare înainte de experimentare ;

— duritatea corpurilor de măcinare după experimentare ;

— aspectul vizual al suprafeței de lucru a corpurilor de măcinare după perioada de experimentare, adică : goluri, fisuri, dislocări de materiale, rupturi etc. ;

— structurile metalografice.

Perioada de experimentare s-a considerat — conform condițiilor de exploatare — a fi cuprinsă între 1 000 și 1 200 h de funcționare neîntreruptă a morii de ciment.

Ținînd seamă de problemele urmărite în această experimentare, după terminarea perioadei de funcționare stabilită pentru durata în timp a experienței, adică 1 200 h, precum și după ce camera nr. 1 a morii tubulare de ciment care cuprindea șarja de bile a fost golită integral, s-au stabilit următoarele :

— Din punctul de vedere al cantității de material introdusă în experimentare :

— cantitatea totală de corpuri de măcinare introdusă în experimentare, 14 500 kg ;

— cantitatea totală de corpuri de măcinare recuperate după experimentare, 12 475 kg din care :

— corpuri de măcinare degradate complet 675 kg ;

— producția de ciment realizată, 13 958 t

— Din punctul de vedere al durității bilelor din lotul experimental situația este prezentată în tabelele 1 și 2.

Tabela 1

Duritatea bilelor înainte de experimentare			
Diametrul bilei, mm	Duritatea HRC		
	După călire	După revenire I	După revenire II
70	60—61	55—56	51—52
80	59—60	48—50	53—54
90	59—59	45—46	50—51
100	57—58	44—46	49—50
110	52—53	52—52	54—55

Tabela 2

Duritatea bilelor după experimentare		
Diametrul bilei, mm	Duritatea HRC	
70	58—62	50—55
80	50—51	54—56
90	46—43	53—54
100	52—53	42—49
110	53—56	42—49

— Ca aspect vizual al suprafeței de lucru a corpurilor de măcinare s-au constatat — în speță — goluri, fisuri, dislocări de material rupturi etc., în general tot felul de defecte dintre care, din acest punct de vedere, deosebindu-se aspectele redate în figurile 1, *a*, *b*, și 2, *a*, *b*, *c*. De remarcat că în anumite cazuri spargerile au ca punct de plecare zonele cu sufluri (fig. 2, *a*) sau porozitățile (fig. 2, *b*).

— De precizat că examinarea nedistructivă cu izotopi radioactivi — cobalt 66 — a stabilit că un procent de circa 15% din bile prezintă porozități.

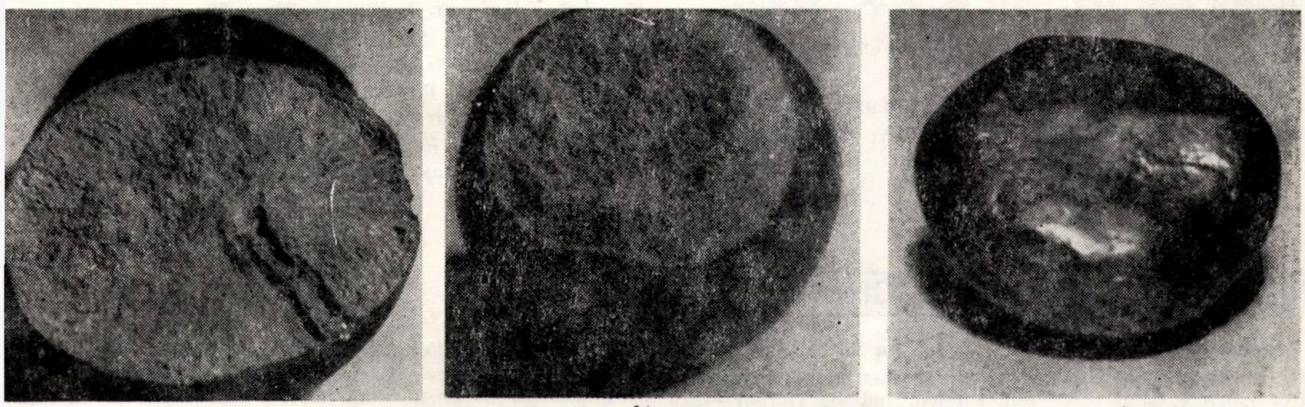
— Analizînd aspectul metalografic al corpurilor de măcinare introduse în experimentare s-au constatat structurile prezentate în figurile 3, 4 și 5 (100 :1).

* * *

Analizînd datele obținute în faza de experimentare a corpurilor de măcinare (bile

a) *b)* *c)*

Fig. 1, *a*, *b*, *c*: Corpuri de măcinare uzate neuniform ca urmare a unor defecțiuni de turnare (porozități, goluri, sufluri etc.).



a) *b)* *c)*

Fig. 2,*a*,*b*,*c*: Corpuri de măcinare degradate prin spargere.

fabricate din oțel aliat crom-molibden se poate concluziona:

— Din punctul de vedere al cantității de material metalic consumat se constată o uzură totală în greutate, de 2 700 kg corpuri de măcinare, ceea ce reprezintă circa 18% pierderi față de cantitatea totală de 14 500 kg bile introduse în experimentare.

— Din punctul de vedere al consumului specific de material metalic per tona de ciment produsă situația se prezintă astfel:

la o producție totală de 13 959 t ciment și o uzură a corpurilor de măcinare — în camera nr. 1 — de 2 700 kg este un consum specific de metal per tona de ciment produsă de 0,193 kg. Se menționează că această cifră nu reprezintă un criteriu de comparație pentru consumul specific de metal realizat în R.S. România față de cel realizat în străinătate.

— Uzurile neuniforme se datorează porozităților, retasurilor și incluziunilor nemetalice provenite din turnare (fig. 2, *a*, *b*, *c*).

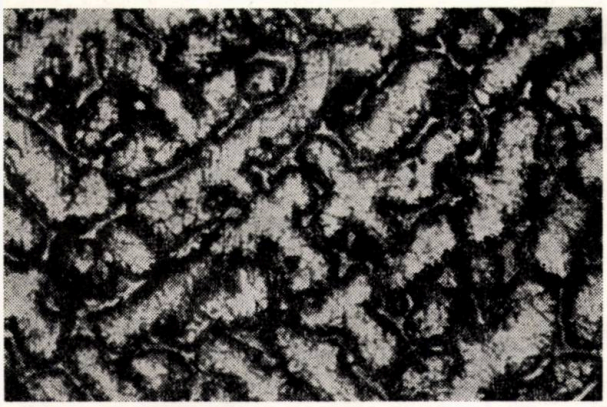


Fig. 3. Structură orientată.

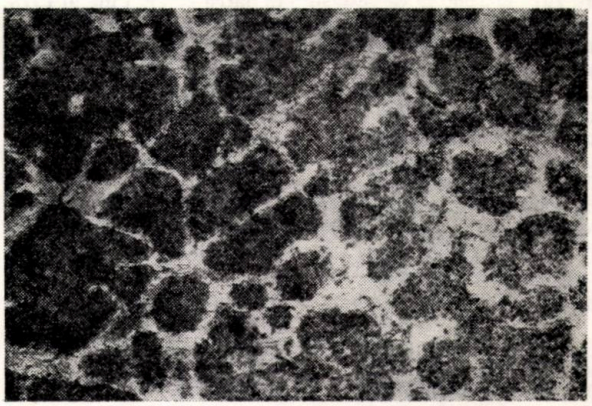


Fig. 4. Carburi dispuse sub formă intergranulară.

— Spargerile, variaţia durităţilor, precum şi structurile metalografice obţinute (fig. 3, 4, 5) se datorează tratamentului termic care nu a permis obţinerea caracteristicilor metalografice

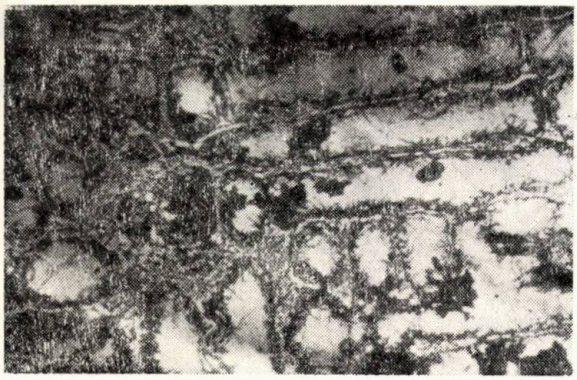


Fig. 5. Structură orientată, austenită reziduală.

propuse şi anume o microstructură cu masa de bază martensită de revenire cu carburi uniform distribuite.

— Deşi rezultatele obţinute după experimentare nu au fost pe măsura aşteptărilor datorită tehnologiei de fabricaţie nu îndeajuns de stăpînită, totuşi aceste rezultate au arătat calea care trebuie urmată în viitor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Colan H., Filipescu M. şi Bicsak E. *Studiul metalelor.* Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1968, p. 179—208.

[2] Schumann. *Metalurgia fizică.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1962.

[3] Rădulescu Maria, Drăgan N., Hubert H. şi Opriş C. *Atlas metalografic.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1971.

[4] Drosihn U. *Die Verschleis probleme der Rohrmühlen.* Z.K.G., nr. 8, 1971, p. 325—339.

[5] Norman T. E. *Verschleisfeste martensitische chromguseisen.* Z.K.G. nr. 6, 1970.

[6] Peter H. *Prüfung verschleisfester Werkstoffe für Zementrohmühlen.*

[7] Peter H. *Ein beitrag zum Verschleisproblem in der Zementindustrie.* Z.K.G., nr. 7, 1965, p. 344.

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

Cele mai mari combinate metalurgice din S.U.A.

Cele mai mari combinate metalurgice ale Statelor Unite sînt: Sparrow Point — 9,5 mil. t anual, Indiana Harbor — 9,2 mil. t, Gary — 8 mil. t, South Chicago — peste 7 mil. t, Ecarse — peste 6 mil. t, Lackawanne şi Chicago Youngstown cu cîte 6 mil. t fiecare, 30 de uzine dispun de o capacitate de producţie între 2 şi aproape 6 mil. t.

Conform datelor de la 1 ianuarie 1973, capacitatea maximă de producţie a siderurgiei Statelor Unite a fost estimată la 180 mil. t. De cele mai mari capacităţi de producţie dispun următoarele concerne: United States Steel — 43 360 mii t, Bethlehem Steel 27 950 mii t, Republic Steel — 14 150 mil. t, National Steel 11 800 mii t. Alte patru concerne au un potenţial de producţie ce depăşeşte 9 mil. t.

(*Magazyn Hutniczy, Polonia, nr. 23, 1—5 dec., 1973, p. 2*)

★

Dezvoltarea siderurgică în Peru

Pînă în 1990 guvernul peruan intenţionează să aloce 1 mld. dolari pentru dezvoltarea siderurgiei. Realizarea programului de perspectivă a dezvoltării siderurgiei peruane între 1974 şi 2 000 se va desfăşura în patru etape. Pînă în 1978, ca rezultat al realizării primei etape, statul Peru va satisface din producţia proprie cererea de oţel pe piaţa internă. Sumă de 1 mld. de dolari va fi destinată în primul rînd construirii unei uzine moderne pe coasta de sud a ţării, extinderii uzinei existente de la Chimbote şi modernizării unor uzine mai mici, precum şi construirea unui nou laminor, investiţie comună pentru Peru, Bolivia şi Ecuador.

Extinderea planificată a siderurgiei este considerată ca bază pentru dezvoltarea altor ramuri ale economiei naţionale: construirea, printre altele, a unei fabrici de automobile, a unui şantier naval, a unei uzine de echipament electromecanic, tot pe coasta sudică a ţării.

(*Magazyn Hutniczy, Polonia, nr. 23, 1—15 dec., 1973, p. 2*)

★

Spania: cercetări miniere în largul mării

Empresa Nacional Adare de Investigationes Mineras SA (grupul INI) prevede un program de prospecţiuni miniere marine în zona golfului de la Cadix cu cooperarea tehnică a Bureu de recherches geologiques et minières din Paris.

Societatea de prospecţiuni electrice Schlumberger a fost însărcinată de Union Explosives Rio Tinto SA (Madrid) pentru a realiza sondaje de prospectare a potasiului în zona rezervată Cataloniei.

Ministerul Industriei a autorizat a doua fază a studiului de viabilitate tehnică şi economică (care se va încheia în curînd) pentru zăcămîntul de minereuri complexe (pirite de fier şi ferocuprifere) de la Aznalcollar (în apropiere de Sevilla), în cadrul acordului de cooperare tehnică între Andaluza de Piritas SA (grupul Banco Central) şi Metalgesellschaft AG (Frankfurt).

(*L'Usine Nouvelle, Franţa, nr. 3,17 ian., 1974, p. 36*)

★

Un nou împrumut al G.I.S.

În noiembrie 1973, G.I.S. — Groupement de l'Industrie Sidérurgique — a lansat un împrumut obligatoriu în valoare de 520 mil. F, sub formă de obligaţiuni de 1 000 F, care vor fi amortizate complet în zece ani, avînd o dobîndă anuală de 9,5%.

Împrumutul va fi repartizat următoarelor cinci societăţi siderurgice:

— SOLMER (125 mil. F), contribuţie la finanţarea instalaţiilor primei etape a uzinei de la Fos;

— SACILOR (70 mil. F), în principal pentru uzina de la Gandrange;

— USINOR (25 mil. F), încheierea lucrărilor noii uzine de la Mardyck;

— Aciéries de Paris et d'Outreau (20 mil. F), pentru uzina de la Boulogne-sur-Mer;

— Société Anonyme de Construction et de Galvanisation de Montataire (10 mil. F), pentru instalarea celei de-a doua linii de prelăcuire.

(*AIL Actualités Industrielles Lorraines, Franţa, nr. 145, dec. 1973, p. I.*)

Ing. Letiția Voicu, fiz. Aurelia Ghiță și teh. Viorica Chiujdea

Institutul de cercetări și proiectări tehnologice pentru sectoare la cald — București

Dozarea cantitativă a elementelor componente ale aliajelor antifricțiune pe bază de Ag—Cu—Cd—Zn—Ni

CZ 669.225

Utilizarea pe scară largă a aliajelor antifricțiune în fabricarea utilajelor de mare precizie în industria constructoare de mașini impune un control riguros al compoziției chimice în timpul elaborării acestor aliaje.

Conținutul metodei. Un aliaj antifricțiune obișnuit are următoarea compoziție : 15 % cupru ; 15 % cadmiu ; 20 % zinc ; 20 % nichel ; argint — baza.

În privința analizei chimice cantitative a cuprului în prezența cadmiului literatura de specialitate indică dozarea electrogravimetrică a cuprului din soluția care conține cadmiu și zinc. Dozarea este realizată după eliminarea Cl^- prin evaporare în prezență de acid sulfuric pînă la vapori albi de SO_3. Soluția lipsită de Cl^-, la $pH = 4 - 5$ în mediu de acid azotic, se supune electrolizei la o densitate de curent de $D_c = 0{,}5$ A/dm^3.

Practic, această metodă nu dă rezultate corespunzătoare cu toate că potențialele normale de depunere a celor două elemente sînt destul de diferite. Menținînd chiar densități foarte mici de curent, datorită ionilor prezenți în soluție, supratensiunea cuprului crește mai rapid decît a cadmiului, și la cîteva minute de la începerea electrolizei are loc depunerea simultană a celor două elemente peste stratul de cupru depus în primul moment.

Figura 1 reprezintă acest caz, unde s-a notat cu *A* curba de descărcare a cuprului, iar cu *B*, curba de descărcare a cadmiului.

Se știe că în cazul cînd cele două metale pot forma între ele soluții solide sau combinații chimice apare o depolarizare care apropie potențialele lor de descărcare [1], [2].

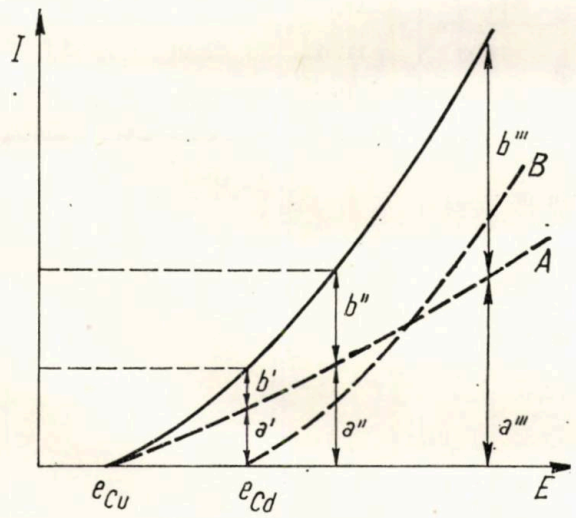


Fig. 1.

Separarea cuprului de cadmiu prin cementare sau cu hidrogen sulfurat este greoaie și împiedică dozarea ulterioară în aceeași soluție a zincului și nichelului.

Metoda de față își propune o dozare rapidă și precisă cu un consum minim de material a tuturor elementelor prezente în aliaj. Pentru aceasta se folosește soluția clorhidrică, obținută după separarea argintului. Din cauza ionilor Cl^- prezenți în soluție cadmiul nu se depune nici cînd este terminată depunerea cuprului, ci doar după eliminarea completă a ionilor Cl^- din soluție, ceea ce se poate efectua cu ușurință prin evaporarea soluției la vapori albi de SO_3. Se realizează astfel o separare ușoară a cuprului de cadmiu și o dozare cantitativă a acestora, permițînd totodată determinarea celorlalte elemente din aceeași soluție. Este important un consum mic de material deoarece aliajele pe bază de argint sînt costisitoare.

Reactivi : acid azotic 1 :1 ; acid clorhidric 1 :4 ; amoniac d = 0,91 ; acid sulfuric conc. ; fosfat de amoniu ; dimetilglioximă soluție alcoolică 2 % ; acid tartric.

Modul de lucru: 1 g aliaj cîntărit cu precizie de $2 \cdot 10^{-4}$ g se dizolvă în 50 cm^3 acid azotic 1 :1 la rece, apoi se fierbe. Dacă aliajul conține staniu, acesta se separă ca acid metastanic și se filtrează. În filtrat sau în lipsa staniului în soluția inițială se precipită direct argintul cu 5—10 cm^3 acid clorhidric 1 :4. Paharul cu precipitat se lasă la cald pe placa de azbest pentru aglomerarea argintului și în soluția limpede de deasupra se verifică dacă precipitarea a fost completă. Precipitatul se filtrează prin creuzet filtrant nr. 4, se spală bine și se usucă în etuvă la 110°C.

Conținutul în argint al probei se calculează cu formula :

$$\%Ag = \frac{G_1 \cdot 0{,}7526}{G_2} \cdot 100 ,$$

unde :

G_1 este greutatea precipitatului de clorură de argint ;

G_2 — greutatea probei luată în lucru.

După separarea argintului, soluția clorhidrică este adusă cu amoniac la $pH = 5$, apoi se adaugă 1 cm^3 acid sulfuric concentrat și se supune electrolizei la un curent cu intensitatea

de 1,8 A și tensiunea de 2,2 V. La terminarea electrolizei cuprului, care se verifică prin ridicarea nivelului soluției, dacă pe electrod nu se mai depune cupru, se scot electrozii din soluție și se spală cu apă fără a întrerupe curentul. Se întrerupe curentul, se scot electrozii, se spală cu alcool, se usucă în etuvă și se cîntăresc.

Conținutul în cupru al probei se calculează cu formula:

$$\%\,Cu = \frac{G_2 - G_1}{G_0} \cdot 100,$$

unde:

G_2 este greutatea electrozilor cu cupru după electroliză;

Tabela 1

Elementul, %		Cu	Cd	Zn	Ni	Ag
Proba	1	15,90	13,81	12,50	2,11	55,62
	2	17,15	13,85	14,67	3,14	50,96
	3	16,23	14,31	12,82	2,46	53,71

Tabela 2

	Elementul, %		Cu	Cd	Zn	Ni	Ag
Soluția sintetică I	Introdus		15,00	15,00	20,00	2,00	48,00
	Dozat	I	15,05	15,03	20,10	1,95	47,82
		II	15,03	15,02	19,86	1,98	47,63
		III	15,08	15,07	19,78	2,03	47,68
	$\bar{x}$		15,05	15,04	19,91	1,98	47,71
	C_v		0,170	0,182	0,139	2,082	0,206
Soluția sintetică II	Introdus		17,00	13,00	15,00	3,00	52,00
	Dozat	I	17,00	13,05	15,30	2,85	51,50
		II	17,03	13,05	15,12	2,94	51,74
		III	16,98	13,01	15,16	2,88	51,83
	$\bar{x}$		17,00	13,04	15,19	2,89	51,69
	C_v		0,149	0,359	0,622	1,585	0,330
Soluția sintetică III	Introdus		16,00	14,00	12,00	2,50	55,50
	Dozat	I	15,97	14,00	11,96	2,48	55,20
		II	15,98	14,02	11,83	2,45	54,82
		III	16,03	14,06	12,12	2,52	55,64
	$\bar{x}$		15,99	14,03	11,97	2,49	55,22
	C_v		0,202	0,219	1,210	1,630	0,743

unde:

$\bar{x}$ reprezintă valoarea medie a unui șir de determinări definită prin formula:

$$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^{n} x_i}{n}$$

C_v — coeficientul de variație procentuală calculat după formula:

$$C_v = \frac{100}{\bar{x}} \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n} (X_i - \bar{X})^2}{n-1}}$$

cu:

x_i — valorile individuale ale determinărilor;

n — numărul de determinări efectuate.

G_1 — greutatea electrozilor înainte de electroliză;
G_0 — greutatea probei luate în lucru.

După electroliza cuprului soluției i se adaugă 5 cm³ de acid sulfuric concentrat și se evaporă pînă la vapori albi de SO_3 timp de 15 min. În acest fel din soluție se elimină complet clorul. Se tratează soluția cu amoniac pînă la $pH = 4 - 5$ și se supune electrolizei folosind catozi de platină cuprați și cîntăriți. După terminarea depunerii cadmiului, verificată prin ridicarea nivelului soluției, se scot electrozii din soluție, se spală cu apă și alcool, se usucă și se cîntăresc.

Conținutul procentual de cadmiu al probei se calculează cu formula:

$$\%\,Cd = \frac{G_2 - G_1}{G_0} \cdot 100,$$

unde:

G_2 este greutatea catodului cu cadmiu;
G_1 — greutatea catodului cuprat;
G_0 — greutatea probei luate în lucru;

În soluția rămasă după electroliză se determină nichelul gravimetric cu dimetilglioximă, iar după filtrare se precipită zincul cu fosfat de amoniu, obișnuit, ca la bronzuri.

În tabela 1 sînt prezentate rezultatele obținute prin analiza a trei aliaje folosind metoda expusă. Valorile reprezintă media a trei determinări.

Pentru verificarea metodei utilizate s-au întrebuințat ca etaloane trei soluții sintetice cu compoziție asemănătoare aliajelor. Etaloanele au fost obținute din Cu, Cd, Zn și Ni metalice, iar Ag s-a introdus sub formă de azotat de argint.

Rezultatele obținute la determinările cantitative ale celor trei soluții etalon sînt prezentate în tabela 2.

Din tabela 2 se vede că metoda pusă la punct este reproductibilă și precisă, erorile determinărilor încadrîndu-se în erorile standard admise pentru dozări gravimetrice și electrogravimetrice.

Datorită faptului că pentru dozarea tuturor elementelor aliajului se folosește o singură dizolvare, metoda de lucru îndeplinește două condiții esențiale: economie de material și timp de lucru redus, fiind astfel posibil controlul elaborării șarjelor.

Deoarece metoda nu folosește aparatură fizico-chimică complicată și nici reactivi deosebiți, poate fi abordată de un laborator chimic obișnuit.

BIBLIOGRAFIE

[1] Atanasiu I. A. și Facsko G. *Electrochimie — Principii teoretice.* București, Editura tehnică, 1958.

[2] Bard Allen J. *Electroanalytical chemistry.* New York, 1970.

[3] Demetrescu A., Tutoveanu A. și Ionescu M. *Analiza tehnică a minereurilor.* București, Editura tehnică, 1966.

[4] Nowell Furman N. *Standard methods of chemical analysis.* Vol. 1, New York, 1962.

[5] Charlot G. *Les methodes de la chimie analytique.* Paris, Ed. Mason, 1961.

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

O nouă uzină siderurgică în Mexic

Interamerican Bank anunță un împrumut de 54 mil. dolari pentru ajutarea Mexicului în mărirea capacității sale de producție a oțelului. Împrumutul completează creditele acordate de Banca Mondială pentru crearea unei industrii siderurgice pe coasta Pacificului la gura fluviului Balsas. Împrumutul va fi folosit de Siderurgica Lazaro Cardenas-Las Truchas SA (SICARSTA) pentru producerea într-un prim stadiu a 1,1 M t oțel brut la uzina amplasată în apropierea orașului Lazaro Cardenas (Michoacan). Costul total al proiectului este de 648 mil. dolari. Uzina va fi situată la 13 mile de zăcămîntul de minereu de fier de la Las Truchas, ale cărei rezerve sînt estimate la 76 + 12 mil. t, deci treizeci de ani de funcționare. Este prevăzută construirea a două laminoare. Pentru facilitarea importurilor de cărbune (765 mii t/an într-o primă etapă) este prevăzut un port cu un canal de 14 m adîncime pentru vase de 50 000 — 80 000 t.

Pentru transportarea producției în capitală și la alte centre de consum guvernul mexican prevede construirea unei căi ferate de 81 mile (între Los Truchas și Nueva Italia-Corondiro) și ameliorarea șoselei Playa Azuel-Nueva Italia. Este prevăzut un nou oraș pentru cei 4 000 de lucrători ai oțelăriei și se consideră că populația lui va crește pînă la 90 mii locuitori în anul 2 000.

(*L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 46, 15 noiemb., 1973, p. 155*)

Pilbara promite a fi viitorul Eldorado al Australiei

Guvernul federal australian, în acord cu autoritățile din Australia Occidentală, a decis inițierea unui studiu preparator în vederea implantării unui complex industrial în regiunea Pilbara, din nord-vestul continentului.

Pe un teritoriu de circa 155 400 km² sînt concentrate rezerve minerale fabuloase. Împreună cu minele de la Hamersley, Mount Goldsworthy, Mount Newman și de la Robe River, Pilbara este una din regiunile cele mai bogate în minereu de fier din lume — hematite cu un conținut ridicat de Fe, din care pînă acum s-au exportat peste 50 mil. t anual. Printre alte bogății naturale figurează uraniul, bauxita, nichelul, manganul, vanadiul etc. În apropiere se află zăcămintele submarine ale platoului continental de nord-vest, care promit a fi principalele rezerve de hidrocarburi ale Australiei, în special pentru gaze naturale.

Una din instalațiile-cheie ale viitorului complex va fi o centrală electrică utilizînd gaze naturale. În afară de instalațiile cerute de extracție sînt prevăzute uzine pentru tratamentul și prelucrarea minereurilor. Proiectul cuprinde o oțelărie, un ansamblu pentru fabricarea aluminei, a aluminiului, o secție de electroliză, o uzină de îmbogățire pentru uraniu, un port, un oraș de 130 mii locuitori, căi ferate și șosele.

Studiul preparator al acestui proiect trebuie să fie supus autorităților australiene în termen de un an.

(*La Métallurgie et la Construction Mecanique, Franța, nr. 9, sept. 1973, p. 126*)

Dozarea complexometrică a nichelului din aliaje cupru-nichel

Chim. M. Fătu
Baza județeană de aprovizionare tehnico—materială — Brașov

CZ 669.35'24 : 543.062

Nichelul aparține elementelor de aliere utilizate în aliajele pe bază de cupru, în vederea îmbunătățirii calităților fizico-mecanice, fapt ce face ca determinarea lui să constituie una din analizele destul de frecvent utilizate în laboratoarele uzinelor metalurgice.

Determinarea nichelului, prin metode gravimetrice, volumetrice, colorimetrice sau spectrofotometrice cunoscute, necesită mult timp și este relativ destul de scumpă. Pentru determinarea lui în diferite procese tehnologice de elaborare a aliajelor este necesară de cele mai multe ori prezentarea rapidă a rezultatelor în vederea corectării unor șarje și eliminării rebuturilor. În acest scop a fost concepută metoda complexometrică de analiză ca metodă rapidă și destul de precisă pentru a putea fi utilizată și ca metodă pentru analizele de marcare (tabela 1).

Tabela 1

Nr. probei	Conținutul de nichel, %	Cîntărit, m, g	Metoda cu dimetil glioximă		Metoda complexometrică
			gravimetrică	colorimetrică	
1	0,050	2	0,0505	0,0501	0,0504
2	0,070	2	0,0701	0,0699	0,0701
3	0,100	1	0,1030	0,1010	0,0990
4	0,250	1	0,2490	0,2520	0,2530
5	0,500	1	0,5010	0,5008	0,5015
6	1,000	0,5	1,0070	0,0110	1,0150
7	1,500	0,2	1,5140	1,5090	1,5000
8	2,000	0,2	2,0090	2,0050	1,9980
9	5,000	0,2	4,9800	4,9950	4,9910
10	10,000	0,1	10,012	10,009	10,007

Determinarea complexometrică a nichelului în prezența cuprului se bazează pe proprietatea acestuia de a forma complecși stabili cu complexonul III, în prezența unor complexanți anorganici folosiți în vederea marcării elementelor stînjenitoare. Aceste elemente sînt de obicei Fe, Al, Mn etc. alături de Cu care reprezintă principalul element stînjenitor.

Se utilizează astfel cu rezultate foarte bune acidul tartric sau citric, fluorura de sodiu sau amoniu pentru mascarea Fe, Al și tiosulfatul de sodiu pentru mascarea Cu, fapt ce permite titrarea nichelului cu complexon III în prezență de murexid ca indicator la $p\mathrm{H} = 10$.

Pentru fixarea pH-lui se utilizează o soluție tampon obișnuită din clorură de amoniu și amoniac, utilizată curent în analizele complexometrice din laboratoarele uzinale.

Reactivi. Amestec de acizi: se amestecă $HNO_3(1+1)$ și $H_2SO_4(1+1)$ în proporții egale.

Fluorură de amoniu sau fluorură de sodiu.

Tiosulfat de sodiu, soluție 40%.

Acid tartric sau acid citric, soluție 50%.

Hidroxid de sodiu, soluție 30%.

Soluție tampon: 70 g NH_4Cl + 570 cm³ NH_4OH ($d = 0{,}90$) se aduc cu apă distilată la un litru.

Murexid: un g murexid la 99 g NaCl, fin mojarate, se amestecă și se păstrează într-o sticlă brună cu dop rodat.

Complexon III (NaEDTA), soluție 0,01 m: 3,725 g complexon III se dizolvă în 800 cm³ apă distilată, se completează într-un balon cotat de 1 l pînă la semn cu apă și se omogenizează.

Modul de lucru. Se cîntăresc 0,2—0,5 g probă cu o precizie de 0,0002 g într-un pahar Berzelius de 400 cm³ și se dizolvă cu 20 cm³ amestec de acizi, adăugat cu atenție. Se spală pereții paharului cu un jet subțire de apă distilată adăugat dintr-o pipetă și se fierbe pînă la eliminarea completă a vaporilor nitroși. Se răcește, se aduce cu 25 cm³ apă rece într-un vas conic de 300 cm³ și se neutralizează cu soluție de NaOH, agitînd continuu cu o baghetă pînă la apariția unui precipitat persistent. Se dizolvă precipitatul cu cîteva picături de acid tartric, se completează apoi volumul soluției cu apă distilată pînă la 100 cm³ și se adaugă în continuare 40 cm³ soluție de tiosulfat de sodiu (în cazul prezenței Fe sau Al se adaugă în prealabil 0,5 g NH_4F sau NaF). Se adaugă 5 ml soluție tampon și se omogenizează circa un minut, apoi se adaugă circa 0,3 g murexid ca indicator și se titrează nichelul cu soluție de complexon III 0,01 m pînă la virajul culorii de la galben la roșu violet.

Calcule. Conținutul de nichel din proba de analizat se află cu ajutorul formulei:

$$\% \text{ Ni} = \frac{0{,}0005871 \cdot V}{m} \cdot 100 = \frac{0{,}05871 \cdot V}{m}$$

în care:

V reprezintă volumul soluției de complexon III folosit la titrarea probei, cm³;

0,0005871 — cantitatea în g de nichel corespunzătoare la 1 cm³ de complexon III 0,01 m;

m — masa probei de analizat, g.

BIBLIOGRAFIE

[1] Liteanu C. și Elena Opîrtan. *Chimie analitică cantitativă. Volumetria.* București, Ed. didactică și pedagogică, 1972.

[2] Lasznov E. și colab. *Z. analyt. chem.*, nr. 165, 1958, p. 88,

[3] Prybyl R. *Complexoli în chimia analitică* (traducere din limba cehă). București, Ed. tehnică, 1961.

Ing. Gh. Chițu
Ministerul Aprovizionării Tehnico-Materiale și Controlului Gospodăririi Fondurilor Fixe

Contribuții la stabilirea unor relații matematice cu ajutorul cărora să se prognozeze necesarul de laminate feroase

CZ 621.771.2 : 669.11

În expunerea ținută la Plenara C.C. al P.C.R. din 5—6 mai 1971 tov. Nicolae Ceaușescu a arătat că societatea socialistă se preocupă de viitorul ei și a subliniat faptul că deciziile adoptate trebuie să fie fundamentate pe baza unor previziuni mai îndepărtate.

La această Plenară s-a hotărît înființarea Comisiei Centrale de Partid și de Stat pentru coordonarea activității de prognoză, care să se preocupe de elaborarea unor studii ale dezvoltării României pînă în anii 1990—2000. Cu această ocazie s-au mai înființat și comisii de prognoză pe ramuri și în probleme complexe, precum și comisii județene și a Municipiului București. În acest fel cercetarea prospectivă în România a intrat într-o etapă nouă, revenindu-i ca sarcină principală furnizarea elementelor necesare elaborării programului societății socialiste multilateral dezvoltate și a trecerii spre comunism.

Considerații asupra factorilor care influențează consumul de laminate feroase

Programul înfloririi multilaterale a României Socialiste, rezultat din politica științifică a P.C.R., are în vedere necesitatea continuării în ritm susținut a procesului de industrializare socialistă a țării. În această direcție o importanță deosebită se acordă construcțiilor de mașini. Ca urmare, în anul 1972 această ramură a economiei naționale a realizat o producție de 64 ori mai mare decît în anul 1938 sau de 36 ori mai mare decît în anul 1950. În acest fel ponderea construcțiilor de mașini în producția globală industrială a crescut de la 10,2%, în anul 1938 sau 13,3%, în anul 1950, la circa 27%, în anul 1972 (pentru anul 1972 producția fiind calculată la prețuri comparabile 1963). Din unele variante de prognoză în anul 1990 ponderea producției ramurii construcții de mașini în producția globală industrială a României va depăși 40%.

Din studiile efectuate rezultă că în construcția de mașini materia primă de bază o constituie metalul iar din acesta, ponderea cea mai mare în prețul de cost al produselor o au laminatele feroase (circa 50%). Ca urmare a acestei situații se impune acordarea unei atenții deosebite corelării planului de producție și aprovizionării cu metal.

În planurile anuale și cincinale se asigură corelarea bazei tehnico-materiale corespunzător posibilităților și necesităților economiei naționale.

Unitățile economice au obligația să asigure aprovizionarea cu laminate feroase, dimensionînd cantitățile necesare pe baza normelor de consum și a normelor de stocuri cu fundamentare tehnică și să stabilească măsurile necesare pentru reducerea sistematică a consumurilor specifice.

Cantitățile de metal stabilite conform normelor de aprovizionare reprezintă cotele maxime permise a fi consumate de către întreprinderi pentru realizarea produselor planificate.

Unitățile economice stabilesc necesarele de metal pe baza normelor individuale, care exprimă cantitatea necesară pe unitatea de produs finit sau a normelor grupate, care reprezintă cantitatea necesară de laminate feroase, determinată pe baza normelor de consum individuale, ponderate cu producția din perioada în care se planifică norma respectivă.

La determinarea necesarului de laminate total în balanțele materiale se utilizează indicele de consum pe milionul de lei producție globală, care este o rezultantă a normelor grupate pe produse și pe ramură (construcții de mașini, construcții montaj) în funcție de structura producției din perioada de plan.

La elaborarea propunerilor de plan, precum și în perioada derulării planului, ministerele, centralele, întreprinderile revizuiesc normele de consum în funcție de realizări și de noile posibilități tehnice și tehnologice, avîndu-se în vedere ca prin reducerea consumurilor specifice să nu se afecteze calitatea produselor.

Însemnătatea reducerii consumului de metal crește permanent, ca urmare a dezvoltării continue, în ritm susținut, a industriei și, în primul rînd, a ramurii construcții de mașini și a activității de construcții-montaj.

Spre exemplu, în perioada 1971—1975 prin reducerea indicelui de consum în ramura construcții de mașini, se va economisi cantitatea de circa 1 mil. t laminate feroase.

Din studiul întreprins a rezultat că asupra consumului de laminate au influență determinantă următorii factori:

— structura producției;

— tehnologiile și soluțiile constructive aplicate;

— nivelul normelor de consum;

— utilizarea înlocuitorilor;

— diversificarea producției de laminate;

— utilizarea oţelurilor cu proprietăţi fizico-mecanice superioare.

De aceea se impune ca la corelarea necesarului de metal cu sarcinile de producţie să se stabilească şi măsuri pentru ca influenţa factorilor enumeraţi să conducă la reducerea consumurilor specifice, respectiv a indicelui de consum t/mil. lei producţie globală.

Relaţiile matematice stabilite cu ajutorul cărora se poate prognoza necesarul de laminate

Consumul aparent de laminate feroase (producţia + import-export) a avut în R. S. România în perioada 1960—1972 următoarea repartizare :

— 42—45% în ramura construcţii de maşini;

— 16—18% în activitatea de construcţii-montaj ;

— 31—34% în industria metalurgică pentru realizarea unor produse cu grad ridicat de prelucrare (electrozi de sudură, bare trase, tablă zincată, ş.a.) ;

— 4—11% pentru alte activităţi.

Avînd în vedere că cea mai mare parte din cantitatea de laminate se consumă în ramura construcţii de maşini şi în activitatea de construcţii-montaj, s-au stabilit unele relaţii matematice între indicele de consum (t/mil. lei) şi o parte din factorii sau indicatorii economici care îl influenţează.

Cu ajutorul funcţiilor de corelaţie stabilite se poate prognoza necesarul de laminate feroase şi, în consecinţă, nivelul de producţie a siderurgiei româneşti, în concordanţă cu importul şi cu sarcinile de export.

Prognoza necesarului de laminate în ramura construcţii de maşini. Necesarul de laminate în balanţele materiale se determină cu ajutorul relaţiei : $C = P.i.$, în care :

P este valoarea producţiei globale (mil. lei) ;

i — indicele de consum (t/mil. lei producţie globală).

Planul producţiei globale în ramura construcţii de maşini se stabileşte în corelare cu nivelul de dezvoltare a întregii economii naţionale, în aşa fel încît să menţină ritmul înalt de industrializare socialistă, de mecanizare a agriculturii etc.

În ce priveşte indicele de consum, sînt deseori controverse asupra valorii adaptate pentru perioada de plan în discuţie (plan anual, plan cincinal).

În ultimii ani Ministerul Aprovizionării Tehnico-Materiale şi Controlului Gospodăririi Fondurilor Fixe a trecut la stabilirea indicelui de consum în funcţie de structura producţiei şi a normelor de consum.

Analizîndu-se evoluţia indicelui de consum începînd din anul 1960, în funcţie de factorii care-l influenţează, precum şi de unii indicatori economici importanţi, s-au stabilit relaţii matematice cu ajutorul cărora să se determine acest indice şi în perspectivă.

Dinamica indicelui de consum laminate total/mil. lei producţie globală este reprezentată grafic în diagrama din figura 1.

Cu ajutorul calculatorului electronic s-a determinat funcţia de trend a evoluţiei indicelui de consum pe perioada 1960—1975.

Ecuaţia explicită a acestei funcţii (hiperbolică) este $y = \dfrac{1}{a + bx} = \dfrac{1}{0{,}0077 + 0{,}0009t}$;

pentru 1960 valoarea lui $t = 1$; $y = 100\%$.

Coeficientul de corelaţie are valoarea de ($-0{,}99$) iar abaterea medie pătratică de 6,15.

Avînd în vedere că abaterea medie pătratică este prea mare, funcţia aceasta conduce la determinarea unor valori orientative ale indicelui de consum.

Pentru a se putea stabili dinamica de reducere a indicelui de consum laminate total s-au determinat mai multe funcţii de corelaţie, în care drept variabilă independentă s-au utilizat : volumul producţiei globale în ramura construcţii de maşini, producţia de oţel aliat a ţării noastre ş.a.

Astfel corelaţia dintre indicele de consum de laminate total şi volumul producţiei globale în ramura construcţii de maşini x este exprimată printr-o funcţie putere de forma :

$y = a \cdot x^b$; perioada analizată 1965—1975 (deci în anul 1965 valoarea lui $y = 1$).

Determinînd valorile necunoscutelor s-a obţinut următoarea ecuaţie explicitată :

$$y = 0{,}99 \cdot x^{-0{,}395}$$

Intensitatea legăturii dintre variabila dependentă y (indicele de consum) şi variabila inde-

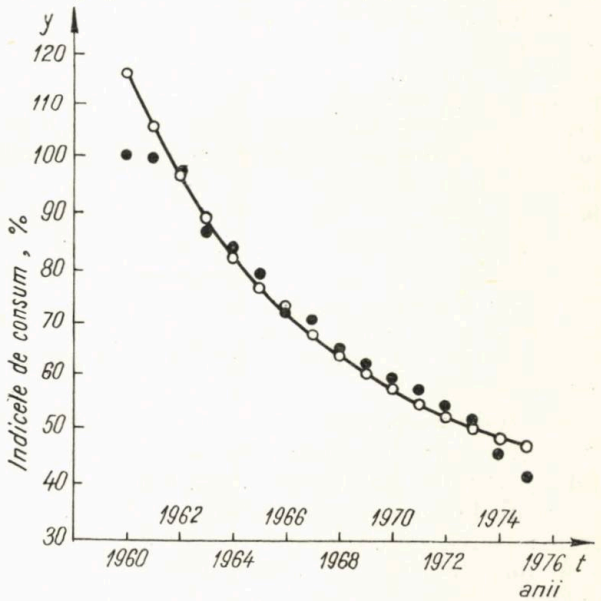


Fig. 1. Evoluţia indicelui de consum laminate total (t mil. lei producţie globală) în ramura construcţii de maşini pe total economie, în perioada 1960—1975: 1960=100; O — date calculate; ● — date realizate (1974, 1975 = plan).

pendentă x (producţia globală în ramura construcţii de maşini) este exprimată de :

— coeficientul de corelaţie $r = -0,95$;

— abaterea medie pătratică $\sigma = 1,47$.

Aceeaşi corelaţie mai poate fi exprimată şi cu ajutorul unei funcţii de tip hiperbolă:

$$y = a + \frac{b}{x + c} = 0,2485 + \frac{2,20}{x + 1,82}$$

care are : $r = -0,91$ şi $\sigma = 1,98$, perioada analizată fiind cuprinsă între 1960 şi 1975 (în anul 1960 valoarea lui $y = 1$).

În vederea reducerii consumului de laminate M.A.G.F. împreună cu C.S.P. şi cu ministerele economice a organizat unele analize la centralele industriale mari consumatoare de metal, pentru a vedea modul de utilizare a acestuia în activitatea de proiectare şi procesul de fabricaţie.

La centralele industriale siderurgice s-au analizat posibilităţile de asimilare de noi sortimente de oţel şi laminate.

S-au organizat consfătuiri de lucru cu participarea specialiştilor din ramurile industriale cu pondere mare în consumul de metal, precum şi a celor din metalurgie în calitate de furnizor.

Astfel de analize trebuie continuate, iar măsurile ce se vor stabili trebuie să conducă la diversificarea producţiei de laminate, la raţionalizarea consumului din punct de vedere cantitativ şi al sortotipodimensiunilor, la modificarea soluţiilor constructive ale unor maşini, utilaje, construcţii metalice, deci la mai buna gospodărire şi valorificare a metalului.

Tot în direcţia reducerii consumului de metal trebuie intensificată şi preocuparea proiectanţilor faţă de utilizarea oţelurilor cu caracteristici fizico-mecanice îmbunătăţite şi în special a oţelurilor aliate.

De asemenea, este necesar ca industria noastră siderurgică să crească producţia de oţeluri aliate şi să diversifice în mai mare măsură sortotipodimensiunile de laminate.

Întrucît folosirea oţelurilor de calitate superioară contribuie la reducerea consumurilor specifice şi la creşterea competitivităţii maşinilor şi utilajelor, s-a analizat posibilitatea stabilirii unei relaţii directe între indicele de consum laminate total şi producţia de oţel aliat.

Astfel s-a ajuns la următoarea ecuaţie explicitată :

$y = 0,98 \cdot x^{-0,44}$, prin interpretarea şirului de date din perioada 1960—1975.

Pentru această funcţie de corelaţie : $r = -0,89$ iar $\sigma = 2,76$.

Din corelaţiile prezentate rezultă că prognoza indicelui de consum laminate total în ramura construcţii de maşini, pe ansamblul economiei, conduce la un evantai de valori, aşa cum se prezintă în diagrama din figura 2.

Considerăm ca bune rezultatele obţinute şi menţionăm că pentru stabilirea valorilor exacte ale indicelui de consum laminate total trebuie cunoscută structura producţiei şi în special ponderea subramurilor electronică, electrotehnică şi mecanică fină, care sînt mai mici consumatoare de metal şi a producţiei de utilaje tehnologice, construcţii metalice, navale, subramuri mari consumatoare de laminate feroase.

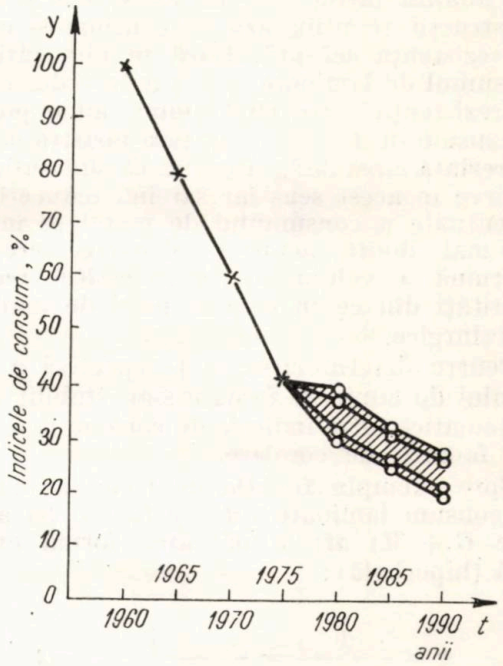


Fig. 2. Prognoza indicelui de consum laminate total (t mil. lei producţie globală) în ramura construcţii de maşini, pe total economie, pînă în anul 1990 : 1960=100; ō — date realizate; x — date prognozate.

Prognoza necesarului de laminate în activitatea de construcţii-montaj. În vederea menţinerii unui ritm ridicat al reproducţiei socialiste lărgite şi al creşterii mai rapide a venitului naţional, în ţara noastră se alocă importante fonduri pentru lărgirea bazei tehnico-materiale.

Volumele mari ale producţiei industriale şi agricole au la bază, în primul rînd, investiţiile făcute de statul nostru.

Reducerea mai accentuată a costului construcţiilor constituie o problemă importantă pentru economia naţională şi această sarcină trebuie să devină o preocupare permanentă pentru proiectanţi, cercetători şi constructori.

Din studiul nostru a rezultat că din total consum aparent de laminate finite, activităţii de construcţii-montaj din R.S.R. îi revine o pondere de 16—18%.

Preocuparea constructorilor şi în special a proiectanţilor de a reduce consumul de metal este reflectată, în ultimii 5 ani, în reducerea cu 39% a indicelui de consum (t/mil. lei activitatea $C + M$), ceea ce echivalează cu o economie de circa 700 mii t laminate.

Printre măsurile întreprinse enumerăm : tipizarea elementelor de construcție, extinderea utilizării prefabricatelor, a unor materiale înlocuitoare a metalului a utilizării oțelului cu proprietăți fizico-mecanice mai superioare etc.

Cu toate acestea trebuie să semnalăm că din analiza întreprinsă de către M.A.G.F., în construcții se utilizează în continuare oțeluri cu rezistență scăzută. Dacă în alte țări din consumul de laminate cele produse din oțeluri cu rezistența peste 50 kg/mm² au o pondere în consum de 45—60%, în țara noastră aceasta reprezintă circa 35%. Rezultă că sînt suficiente rezerve în acest sens iar sarcina reducerii mai accentuate a consumului de metal se impune cu mai multă acuitate deoarece creșterea continuă a volumului de investiții reclamă cantități din ce în ce mai mari de materiale metalurgice.

Pentru determinarea în perspectivă a necesarului de laminate feroase s-au stabilit relații matematice între indicele de consum și o parte din factorii de corelare.

Spre exemplu funcția de trend a indicelui de consum laminate total y (t/mil. lei activitate $C + M$) are următoarea formă explicitată (hiperbolă) :

$$y = \frac{1}{a + bx} = \frac{1}{0{,}937 + 0{,}07t};$$

pentru perioada 1967—1975 (în 1967 : $y = 100$; $t=1$).

Intensitatea legăturii dintre variabile este exprimată de $r = -0{,}96$ și $\sigma = 4{,}74$.

Între indicele de consum y și volumul de activitate în construcții-montaj x s-a stabilit o ecuație matematică de forma unei funcții putere :

$$y = a \cdot x^b = 1 \cdot 335{,}09 \cdot x^{-0{,}56}$$

Domeniul analizat este cuprins între 1967 și 1975 (în anul 1967 valoarea lei $y = 100$).

Coeficientul de corelație este de (—0,964) iar abaterea medie pătratică, de 5,08.

Prin lucrarea prezentată s-a încercat să se sintetizeze cercetările efectuate în domeniul corelării planului de producție și aprovizionare cu metal.

Studiul întreprins a urmărit să analizeze factorii care influențează consumul de metal — materia primă de bază în construcția de mașini — și să stabilească unele relații matematice între indicele de consum și acești factori.

În încheiere menționăm că pentru determinarea exactă a necesarul de metal, precum și pentru reducerea consumurilor specifice, trebuie avute în vedere și soluționate următoarele probleme :

— nominalizarea (aproape) integrală a planului de producție ;
— normarea științifică a consumurilor ;
— reproiectarea și modernizarea produselor ;
— valorificarea superioară a metalului ;
— creșterea producției și a consumului de oțeluri aliate și cu proprietăți fizico-mecanice superioare ;
— extinderea înlocuitorilor ;
— utilizarea rațională a oțelurilor.

Considerăm că funcțiile de corelație stabilite pot fi utilizate la prognoza necesarului de laminate în ramura construcții de mașini a economiei naționale în activitatea de construcții-montaj, precum și a producției de laminate.

INFORMAȚII TEHNICO—ECONOMICE

Prelucrarea termomecanică la temperaturi înalte a oțelului pentru linii electrice aeriene

Pentru obținerea unor fire electrice aeriene au fost aplicate prelucrări, la diferite temperaturi înalte ale oțelului, astfel încît să se obțină conductivități termice de ordinul 40—50 gcal/m·h·.gr. S-au obținut, în acest scop, oțeluri cu conținut de 0,10 — 0,15% carbon și rezistență la rupere de 70 — 75 kgf/mm², cu o rezistivitate de circa 0,1 ohm·mm²/m. Pentru protejarea oțelului acesta a fost topit la temperatura de 1 400—1 500°C și apoi prelucrat, prin trefilare. Cu ocazia prelucrării termomecanice și realizării sîrmelor de oțel s-a studiat, de asemenea, fenomenul efectului de suprafață. Acesta se pune în evidență prin faptul că rezistența conductorilor din oțel crește la trecerea curentului alternativ, în comparație cu curentul continuu. De aceea, plecînd de la condiția încălzirii admisibile a conductoarelor, au fost stabilite densitățile de curent alternativ la care trebuie să funcționeze liniile electrice aeriene executate din oțel (cca. 3—4 A/mm²).

(*Metalovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, U.R.S.S., nr. 8, august, 1973, p. 24—25*)

Utilizarea metodelor carbopetrografice pentru antecalculul rezistenței cocsului metalurgic

CZ 662.741.3 : 620.178

Interesul pentru cercetările carbopetrografice este generat de importanța economică pe care o are valorificarea maximă a însușirilor de cocsificare ale unei baze de materii prime existente, precum și de utilizarea în șarjă a unor proporții cît mai mari de cărbune cu slabe însușiri de cocsificare, obținut la prețuri mai mici în comparație cu prețul cărbunilor bine cocsificabili. Această valorificare a însușirilor de cocsificare este condiționată de cunoașterea legăturii dintre însușirile tehnologice ale cărbunilor și calitatea cocsului. Metodele carbopetrografiei reprezintă una din căile care permit exprimarea însușirilor de cocsificare, la fel ca și determinările indicilor de aglutinare, cocsificare, plastifiere, dilatometriei etc., pentru calculul corelațiilor dintre caracteristicile cărbunilor și calitatea cocsului.

Metodele petrografiei aplicate la caracterizarea însușirilor tehnologice ale cărbunilor

Carbopetrografia s-a dezvoltat în ultimii 50 de ani pe baza rezultatelor obținute într-o serie de domenii ca : geologie, minerit, prepararea și cocsificarea cărbunilor etc. La baza metodelor carbopetrografiei stă determinarea compoziției petrografice și a puterii de reflexie a cărbunilor.

Compoziția petrografică a cărbunilor și în special a huilelor este prezentată în tabela 1, în conformitate cu sistematizarea clasificărilor europene [1].

Denumirea de macerale cuprinde elementele structurale cele mai mici și mai simple, care pot fi identificate optic. Asupra lor și în special a vitrinitului — care este constituentul reprezentativ al gradului de carbonizare (metamor-

Tabela 1

Macroscopic		Microscopic					Grupe de macerale	Macerale
Cărbune	Structură fină	Microlitotipi						
	Litotipi							
	Vitren (cărbune lucios)	Vitrit V					Vitrinit V	Colinit Telinit
	Duren (cărbune mat)	Clarit V+E	Vitrinertit V+E	Trimacerit V+I+E	Durit I+E		Exinit E	Sporinit Cutinit Rezinit Alginit Liptodetrinit
	Fuzen (cărbune fibros)	Fuzit I	Semifuzit					
			Fuzit					
			Sclerotit				Inertinit I	Micrinit Macrinit Semifuzinit Fuzinit Sclerotinit Inertodetrinit
	Claren (cărbune semilucios)	Intercalații în benzi subțiri de diferiți microlitotipi						
Șist	Șist	Carbominerit	Carbargilit					
			Carbankerit					
			Carbopirit					
			Carbopoliminerit					
Steril	Steril	Steril						

fozare) şi al însuşirilor de cocsificare — se efectuează toate determinările petrografice. Analiza macerală se efectuează la microscop cu ajutorul unui numărător de puncte automat (point counter). Se determină astfel conţinutul cantitativ al probelor în diferiţi componenţi petrografici. Un exemplu de astfel de determinări, efectuate în cadrul exerciţiilor iniţiate de I.C.C.P.*, este redat în tabelele 2 şi 3, din care rezultă reproductibilitatea rezultatelor măsurătorilor [2].

Pentru determinarea puterii de reflexie aparatura este compusă dintr-un microscop polarizator cuplat cu un fotomultiplicator (fig. 1), [3]. Schema după care se poate urmări sistemul de înregistrare este redată în figura 2. Prin efectuarea unui număr determinat de măsurători pe unitatea de suprafaţă şlefuită se obţine repartizarea statistică şi, respectiv, reflectanţa medie a probei. Se obţin, în final, reflectograme de tipul celor redate în figura 2 [3].

Utilizarea indicilor determinaţi cu ajutorul metodelor carbopetrografiei (compoziţia macerală, reflectanţa medie) pentru antecalculul calităţii cocsului se bazează pe cîteva observaţii fundamentale cu privire la relaţiile dintre structura cărbunilor, comportarea la cocsificare şi structura cocsului obţinut [4], [5] şi anume :

— Microstructura cărbunelui determină microstructura cocsului şi, invers, microstructura cocsului relevă caracteristicile componenţilor şarjei ;

— Proprietăţile fizice, fizico-chimice şi tehnologice (plastifiere-aglutinare-cocsificare) ale componenţilor petrografici diferă. Ele pot fi studiate prin observare directă la microscop, la rece sau în timpul încălzirii, în lumină normală şi polarizată, pe probe şi în imersie de ulei ;

Tabela 2

Compoziţia petrografică a probelor de cărbune şi şarjă determinată în 36 laboratoare

Tipul cărbunelui	Compoziţia macerală, %					
	Vitrinit		Exinit		Inertinit	
	medie	dif.	medie	dif.	medie	dif.
A. Conţinut ridicat de volatile	72,6	±4,8	13,4	±3,7	11,2	±2,4
B. Conţinut mediu de volatile	67,6	±6,1	6,6	±2,3	22,7	±5,5
C. Conţinut scăzut de volatile	76,9	±5,0	2,8	±1,6	17,7	±3,8
M. Şarjă	73,3	±4,4	7,0	±2,5	16,5	±3,2

Pentru determinarea reflectanţei s-a lucrat cu două lungimi de undă.

Tabela 3

Reflectanţa maximă a probelor de cărbune şi şarjă determinată în 12 laboratoare

Reflectanţa	Lungimea de undă, nm	Cărbune			
		(*A*) V^{mc} 37%	(*B*) V^{mc} 29%	(*C*) V^{mc} 24%	(Şarjă) V^{mc} 30%
Valoare medie	525	0,95	1,23	1,51	1,18
Diferenţe maxime		0,17	0,17	0,22	0,18
Valoare medie	546	0,92	1,19	1,48	1,160
Diferenţe maxime		0,10	0,11	0,07	0,070

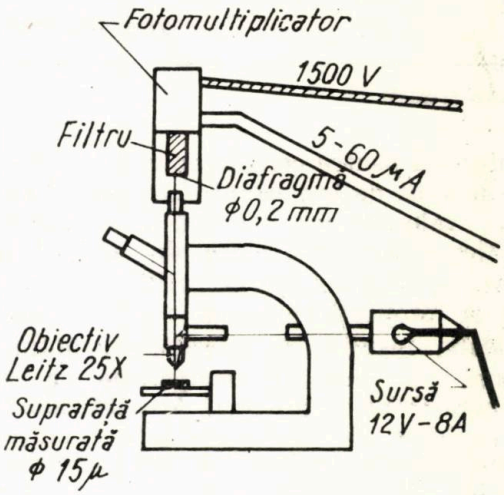


Fig. 1. Schema aparaturii pentru determinarea puterii de reflexie a cărbunilor.

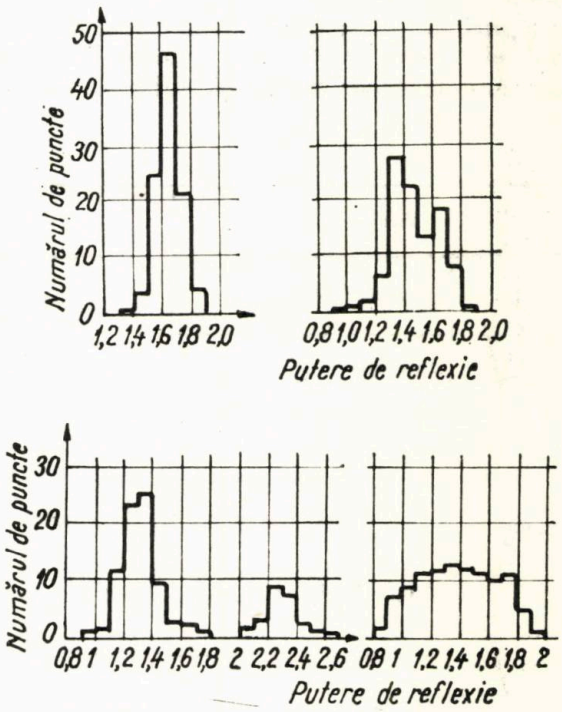


Fig. 2. Reflectograme pentru diferite tipuri de cărbuni.

* Comitetul Internaţional pentru Petrologia Cărbunelui cu subcomitetele : nomenclatură, analiză, aplicaţii industriale etc. Din subcomitetul aplicaţii industriale face parte şi un delegat al R.S.România.

— Proprietăţile constituenţilor petrografici se modifică pe măsura modificării gradului de carbonificare, fenomenul putînd fi evidenţiat cel mai bine pentru vitrinitul huilelor;

— Vitrinitul reprezintă maceralul care determină calitatea cocsului cu condiţia ca acesta să posede un grad de carbonificare cuprins între anumite limite: vitrinitul din antracit şi semiantracit este virtual inert, iar cel care apare în huilele cu volatile multe nu are însuşiri plastice şi nu cocsifică. Dacă vitrinitul posedă un grad de carbonificare corespunzător unui conţinut de materii volatile cuprins între circa 19 şi 33% constituie principiul activ de cocsificare;

— Conform comportării lor la cocsificare constituenţii petrografici au fost grupaţi convenţional în: reactivi (vitrinit + exinit + 1/3 semifuzinit) şi inerţi (inertinitul + substanţa minerală). Variaţiile în aportul cantitativ al acestor componenţi în amestecul de şarjă duc la variaţii în caracteristicile cocsului rezultat;

— Reflectanta vitrinitului dintr-o probă medie de cărbune este direct legată de gradul lui de carbonificare (rangul cărbunelui).

Relaţii între caracteristicile petrografice şi însuşirile cărbunilor, determinate prin metode clasice

Cercetările statistice au arătat că între conţinutul de materii volatile al vitrinitului şi puterea sa de reflexie (fig. 3) există relaţia [6]:

$$V_v^{m.c.} = d_0 + d_1 \cdot \overline{R}_m + d_2 \cdot \overline{R}_m^{-2} + d_3 \overline{R}_m^{-1} + d_4 \cdot \overline{R}_m^{-2}$$

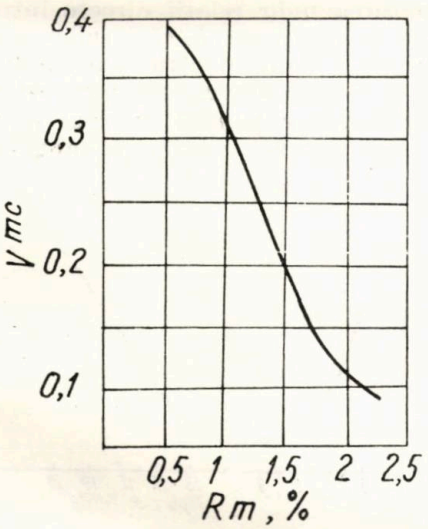


Fig. 3. Relaţia dintre conţinutul de materii volatile al vitrinitului şi puterea sa de reflexie.

în care $V_v^{m.c.}$ reprezintă conţinutul de volatile al vitritului;

$d_0 - d_4$ — coeficienţii de regresie, iar $\overline{R}_m$ — reflectanţa medie ponderată a probei.

Curbele din figura 4 permit ca, pe baza determinării reflectanţei medii şi a compoziţiei macerale, să se calculeze conţinutul de volatile

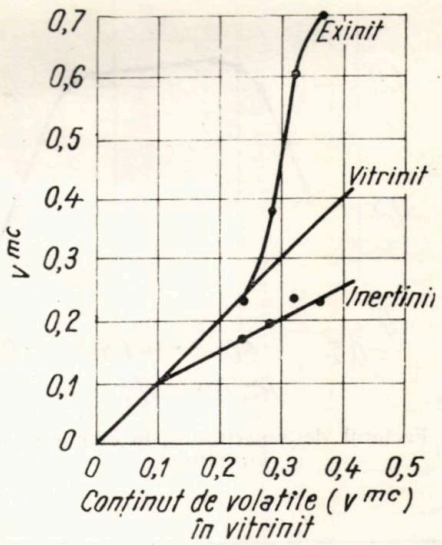


Fig. 4. Relaţia dintre conţinutul de materii volatile din grupele macerale şi conţinutul de materii volatile al vitrinitului.

în exinit şi inertinit şi, respectiv, în probă de cărbune, cu ajutorul unor relaţii de tipul:

$$V_E^{m.c.} = e_0 + e_1 V_v^{m.c.} + e_2 V_v^{m.c.2} + e_3 V_v^{m.c.-1} + e_4 V_v^{m.c.-2}$$

$$V_I^{m.c.} = f_0 + f_1 V_v^{m.c.} + f_2 V_v^{m.c.2} + f_3 V_v^{m.c.-1} + f_4 V_v^{m.c.-2}$$

în care $e_0 - e_4$ şi $f_0 - f_4$ reprezintă, de asemenea coeficienţii de regresie.

Este astfel creată posibilitatea ca pe baza analizei petrografice determinarea conţinutului de macerale şi reflectanţă medie să se calculeze, cu un calculator, conţinutul de volatile în cărbuni sau şarjă.

Reflectanţa vitrinitului variază cu gradul de carbonificare al acestuia. Pentru exprimarea cantitativă a acestei variaţii s-au stabilit trepte convenţionale. Reflectanţa medie a vitrinitului poate avea valori cuprinse între 0,6 şi 0,2.

Pe baza curbelor variaţiei însuşirilor de cocsificare ale vitrinitului cu diferite grade de carbonificare, determinate de C. Kröger, V. Krewelen şi Patteisky [7], precum şi pe probele de la Institutul Bergbau Forschung din R.F.G. [6], a putut fi stabilită o funcţie de repartiţie pentru un coeficient w_i, pentru diferite reflectanţe ale vitrinitului (fig. 5).

Valoarea numerică a acestui factor este mare, pentru cărbuni bine cocsificabili ($V^{m.c.} = 20-30\%$) şi scade pentru grade de carbonificare mai mari sau mai mici (tabela 4).

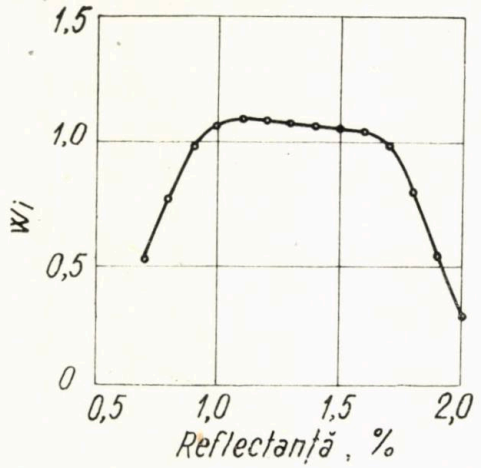


Fig. 5. Factorul de repartiţie w_i în funcţie de reflectanţa vitrinitului.

Tabela 4

Treapta V_i	w_i	Treapta V_i	w_i
V_7	0,520	V_{14}	1,070
V_8	0,760	V_{15}	1,055
V_9	0,975	V_{16}	1,040
V_{10}	1,060	V_{17}	0,980
V_{11}	1,100	V_{18}	0,790
V_{12}	1,090	V_{19}	0,540
V_{13}	1,080	V_{20}	0,990

Calculul capacităţii de cocsificare a cărbunilor şi a şarjei se poate face cu relaţia :

$$G = \sum_{i=7}^{20} V_i w_i - \Delta G,$$

în care V_i reprezintă ponderea în şarjă a vitrinitului din treapta V_i a şarjei (tabela 4), determinată prin analiza macerală, iar w_i — factorul de repartiţie corespunzător. ΔG reprezintă o corecţie care ţine seamă de influenţa gradului de carbonificare şi a compoziţiei macerale şi depinde de raportul M dintre componenţii reactivi şi inerţi.

$$\Delta G = K_0 + K_1 + K_2 M^2 + K_3 M^3,$$

în care K_{0-3} reprezintă coeficienţii de regresie, iar M se calculează cu relaţia :

$$M = \frac{E^2 + V}{\sqrt[4]{I}}$$

V, E şi I fiind conţinutul probei în vitrinită, exinită şi inertinită.

Antecalculul rezistenţei cocsului pe baza rezultatelor analizei petrografice a cărbunilor

În lucrările pentru antecalculul rezistenţei cocsului carbopetrografic se pleacă de la constatarea că compoziţia petrografică şi rangul cărbunelui determină, în condiţii standard de pregătire şi cocsificare, calitatea cocsului produs.

În cazul producerii cocsului dintr-un singur cărbune cu un anumit grad de carbonificare s-a constatat că se obţine rezistenţa maximă cînd se respectă un raport optim între constituenţii reactivi şi inerţi din cărbune.

În cazul cocsificării unei şarje formate din cărbuni cu grade de carbonificare diferite, variabila „rang" intervine impunînd un raport optim între componeţii reactivi şi inerţi pentru fiecare tip de cărbune, precum şi pentru şarjă. Conţinutul optim de componenţi inerţi pentru o şarjă nu este media conţinuturilor optime de inerţi pentru fiecare cărbune în amestec.

Pe baza numeroaselor date experimentale au putut fi trasate curbele care indică dependenţa rezistenţei cocsului de parametrii de cocsificare, rangul cărbunilor şi indicele conţinutului de componenţi inerţi.

Metoda elaborată de Ammosov şi Eremin pentru cărbuni ruseşti [8] şi perfecţionată de Stankevici [9] a fost adaptată şi extinsă de Schapiro, Gray şi Eussner de la United Steel Corporation în S.U.A. [10], apoi modificată de Harrison şi de către Bethlehem Steel Corporation. În Australia lucrările lui Taylor şi Brown [11] au fost dezvoltate de Cudmore [12], iar în Canada, de Cameron [13]. În Anglia au fost elaborate astfel de metode de antecalcul de către Goldring [14].

Tot grupul de metode se caracterizează prin folosirea unor relaţii directe între caracteristicile petrografice ale cărbunilor şi calitatea cocsului. Se dau, pentru exemplificare, în figurile 6, 7 şi 8 diagramele metodei Shapiro, Gray şi Eussner pentru calculul compoziţiei şarjei care asigură obţinerea unui cocs cu

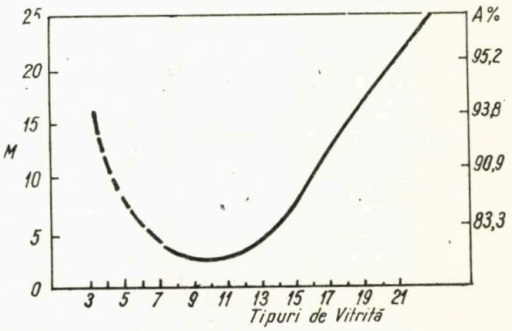


Fig. 6. Raportul optim dintre componenţii activi şi inerţi în funcţie de tipul de vitrită.

caracteristici date sau, invers, pentru antecalculul rezistenţei cocsului ce poate fi obţinut din şarje cu caracteristici date.

Indicele conținutului de componenți inerți în șarjă reprezintă relația dintre conținutul total de componenți inerți în amestec și cantitatea de component inert necesară pentru fie-

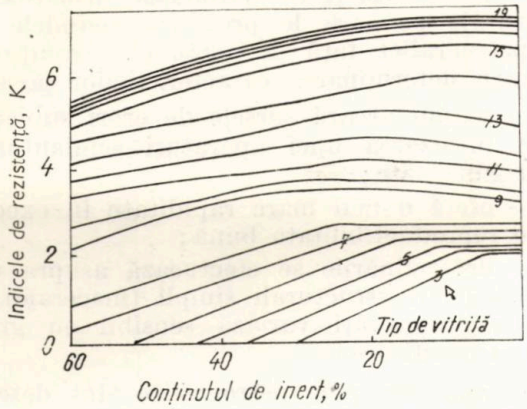


Fig. 7. Indicele de rezistență K pentru tipurile de vitrită și diferite conținuturi de component inert.

care tip de vitrinit reactiv din amestec conform relației:

$$I = \frac{100 - P_t}{(P_2/M_1 + P_2/M_2 + \ldots)},$$

unde: P_t este suma componenților activi;
$100 - P_t$ — suma componenților inerți;
M_i — raportul optim dintre componenții activi și inerți pentru vitritul din componentul dat;
P_i — componentul activ în cărbunii individuali;
i — numărul de ordine al componentului.

Dacă valoarea acestui indice este $< 1{,}0$ atunci șarja este deficitară din punct de vedere al conținutului de componenți inerți. Adaosul

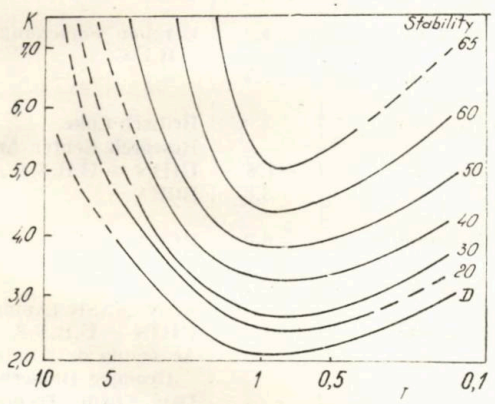


Fig. 8. Relația dintre conținutul de componenți inerți I și indicele de rezistență K.

de component inert va duce la creșterea rezistenței cocsului. În caz contrar este necesar un adaos de componenți activi.

Un al doilea parametru necesar pentru determinarea calității cocsului este indicele de rezistență K. Prin analiza comportării fiecărui tip de vitrită la diferite adaosuri de component inert a putut fi obținută familia de curbe din figura 7.

Pentru amestecuri de cărbuni se calculează:

$$K = \frac{\sum_{i-1}^{i=n} K_i P_i}{P_t},$$

unde: K_i este indicele de rezistență, constant pentru fiecare tip de vitrită;
P_i — proporția de componenți activi din fiecare tip de vitrită;
i — numărul componentului;
P_t — totalul de componenți activi în șarjă.

Cunoscîndu-se pentru șarja dată indicele conținutului de componenți inerți I și indicele rezistenței cocsului K se poate prevedea, pe baza curbelor din figurile 7, 8, stabilitatea cocsului.

O altă metodă pentru antecalculul calității cocsului pe baza determinărilor carbopetrografice a fost elaborată la Institutul Bergbau Forschung din R.F. Germania. La baza metodei stau relațiile dintre componența petrografică (analiza maceralelor), reflectanța medie și însușirile tehnologice — conținut de volatile $V^{m.c.}$ și proprietățile de cocsificare G ale șarjei (fig. 6, 7, 8).

Cu ajutorul ecuațiilor de regresie și al calculatoarelor electronice se calculează, din analiza carbopetrografică, conținutul de volatile $V^{m.c.}$ și însușirile plastice G ale șarjei, după care se recurge la relațiile găsite de W. Simonis între caracteristicile șarjei și calitatea cocsului [6]. Se calculează astfel valoarea variabilelor intermediare a' și α'

$$a', \alpha' = f\ (V^{m.c.}, G)$$

definite ca influență specifică a condițiilor de cocsificare (a') și a granulației cărbunilor (α') asupra rezistenței M_{40} a cocsului. Cu ajutorul unor ecuații de regresie se calculează apoi variabila:

$$b = f(V^{m.c.})$$

după care se pot calcula în final caracteristicile probabile ale cocsului, cu relația:

$$M_{40} = b + a'K + \alpha' M_s$$

și

$$M_{10} = f(M_s, K),$$

în care K reprezintă un coeficient caracteristic pentru regimul tehnologic de cocsificare (viteza de cocsificare) iar M_s, un indice specific abaterii granulației șarjei de la o curbă granulometrică optimă.

Concordanţa dintre rezistenţa cocsului antecalculată şi determinată pe cale experimentală

Subcomitetul pentru aplicaţii industriale ale carbopetrografiei, din cadrul Comitetului Internaţional pentru Petrologia Cărbunelui, s-a angajat în studiul metodelor pentru antecalculul calităţii cocsului aplicate în diferite ţări. Se organizează pentru aceasta aplicaţii anuale cu ocazia cărora participanţii îşi verifică metodele de lucru prin efectuarea determinărilor petrografice pe aceleaşi probe de şarjă şi componenţi. Rezultatul antecalculului rezistenţei cocsului, efectuat după diferite metode, proprii diverselor ţări, este verificat cu rezultatele obţinute prin cocsificări în cuptoarele industriale din una din ţările participante la exerciţiu. În tabelele 5 şi 6 sînt date, pentru comparaţie, rezultatele antecalculate şi găsite experimental pentru caracteristicile cocsului obţinut dintr-un amestec de trei componenţi.

Se constată că utilizarea metodelor petrografice la antecalculul rezistenţei cocsului permite obţinerea de rezultate apropiate de determinările experimentale.

Din datele experimentale rezultă că: metodele petrografiei aplicate au un larg potenţial de utilizare în domeniul alcătuirii şarjelor de cocsificare şi al antecalculării rezistenţei cocsului. Aceasta se datorează următoarelor avantaje pe care le prezintă metodele carbopetrografiei faţă de metodele tradiţionale pentru determinarea caracteristicilor şarjelor:

— se micşorează sursele de erori subiective prin utilizarea unei aparaturi semiautomate sau automate;

— oferă o mai mare rapiditate în execuţie şi o reproductibilitate bună;

— determinările se efectuează asupra unor constituenţi structurali simpli (macerale), ale căror proprietăţi variază sensibil cu gradul de carbonificare;

— caracteristicile petrografice sînt determinate „la rece", fapt care elimină erorile datorită modificărilor structurale provocate de încălzirea sau adaosurile necesitate de metodele clasice;

— conduc la obţinerea de rezultate apropiate de cele determinate pe cale experimentală.

Tabela 5

Modul de caracterizare a cărbunilor	Ce se antecalculează	Modul de lucru	Abateri standard	Institutul
Reflexia vitrinitului, conţinut de inert	Stabilitate ASTM	(—)	(—)	U. S. Steel S.U.A.
		Modificarea stabilităţii	(—)	Bituminos Coal Research Anglia
		cu o unitate	(—)	Illinois Geol. Survey S.U.A.
		—	—	A.C.I.R.L. Australia
Reflectanţa vitrinitului, conţinut de inert		Infl. particip. componenţilor cu conţinut scăzut de volatile	(—)	Bethlehem Steel corp. S.U.A.
Diferenţa dintre conţinutul de vitrinit şi clarit	1 1/2 in. shatter index	Încercări de corelaţie	(—)	CSIRO Australia
Reflectanţa vitrinitului, conţinut de exinit şi inertinit	M_{40}, M_{10}	Regresie	±3,0	Bergbau Forschung R.F.G.
Proba la dilatometru, indice *G*, conţinut de volatile	M_{40}, M_{10}	Regresie	±1,5	—„—
Fluiditatea Gieseler, conţinut de volatile	1 1/2 in. Shatter index	Regresie	±3	Britisch Coke Research Center Anglia
Grosimea stratului plastic Sapojnicov	M_{40}, M_{10}	Regresie	±1,8	UHIN — U.R.S.S.
Conţinutul de volatile şi puterea calorică	1 1/2 in. Shatter index	Regresie	±3,8	BCRA
Conţinutul de C, H, O şi V_{mc} în condiţii de cocsificare variabile	M_{40}, M_{10}	Regresie	±6,9	BCRA
Idem, în condiţii de cocsificare constante	M_{40}, M_{10}	Regresie	+2,2	BCRA
Reflexia vitrinitului, indici de inerţi şi *k*	Sundgreen şi M_{40}	—	—	A. N. SSSR (Ammosov)
Conţinutul de volatile, indice Roga	M_{40}	Regresie	±1,83	UHIN — U.R.S.S.
Reflecţia vitrinitului, indici de inerţie şi *k*	Sundgreen	—	—	Academia de ştiinţe Inst. Geologic Bulgaria
Reflexia vitrinitului, indici de inerţi şi *k*	M_{40}, M_{10}	—	—	Dep. Chem. Technol. of, coal. Techn. Univ. Polonia
	M_{40}, M_{10}	—	—	Chem. Techn. Inst. Bulgaria
	M_{40}, M_{10}	—	—	Fuel Res. Inst. Bechovia, Cehoslovacia

Tabela 6

Institutul	Stability factor	Rezistența MICUM	
		M_{40}	M_{10}
The brocken Hill comp. Australia	60	—	—
University College South Wales	54—58	—	—
BCRA Anglia	59,5	76,7	—
BCR Anglia	—	75,2	9,0
NCB Anglia	—	78—82	8—9
NCB Anglia	61	77±4	—
Cerchar Franța	56	—	—
Japonia	58—64	—	—
South Africa Iron and Steel corp	—	82,5	9,2
Fuel Research Pretoria	—	75,7±4,1	6,3±1,3
Italsider	62—63	79,99—82,9	—
Bergbau AG Herne R.F.G.	—	73,7±3,4	8,7±0,7
Academi Nauk U.R.S.S.	—	77	9
Bergbau Forschung R.F.G.	58	75,8±3,1	8,7±0,7
Chemiko technologicəl Inst. Bulgaria	—	67,5	13
Determinări experimentale — Marienau (referință)	54,1	76,7	8,3

Cocsificare prin încărcare în vrac.

Dezavantajul metodelor carbopetrografice constau în costul relativ ridicat al aparaturii de lucru.

În prezent metodele petrografice pentru antecalculul rezistenței cocsului pot fi grupate în două mari categorii:

a/metode în care calitatea cocsului este calculată direct din datele analizei petrografice, sub forma:

— caracteristici petrografice → calitatea cocsului.

b/metode în care, pe lîngă determinări petrografice, intervin calculele matematice în legătură cu caracteristicile tehnologice și parametrii de cocsificare, sub forma:

— caracteristici petrografice → { caracteristici tehnologice; parametri de cocsificare } → calitatea cocsului

Utilizarea metodelor petrografice nu exclude metodele clasice ci le completează. Pe parcurs se va stabili în ce măsură și care dintre metodele clasice pot fi înlocuite de noile metode petrografice.

Se consideră că România poate și trebuie să-și aducă o contribuție activă la dezvoltarea concepțiilor moderne privind alcătuirea șarjelor de cocsificare și antecalculul rezistenței cocsului.

Premise favorabile pentru aceasta sînt date de preocupările deja existente în acest domeniu la Institutul politehnic — București și la I.C.E.M.

BIBLIOGRAFIE

[1] Abramski C. și Mackowsky M. Th. *Handbuch der Mikroscopie in der Tehnik*, vol. 2, partea I, p. 351—390. Umschau Verlag, F. am M. 1952.

[2] Panaitescu Cornelia. *Stadiul actual al cercetărilor privind macералele din cărbuni fosili.* Referat pentru teza de doctorat — I — Institutul politehnic — București, 1968.

[3] Panaitescu Cornelia. *Metamorfoza structurală a componenților petrografici în procesul de carbonificare.* Referat pentru teza de doctorat — II — Institutul politehnic — București, 1968.

[4] Loison R., Foch P. și Boyer A. *Le coke.* Paris, Dunod, 1970, p. 248.

[5] Panaitescu Cornelia. *Studium einiger physikochemischer Struktureigenschaften der Maceralkonzentrate aus rumänischen Steinkohlen.* Rev. Roum. Sci, Techn. — Electrotechnique et Energ., 17, 2, 1972, p. 383—389.

[6] Mackowsky M. Th. și Simonis W. Glückauf Forschungshefte 30, nr. 1, 1969, p. 25—36.

[7] Harrison J. A. *Coal Petrography applied to coking problems.* Proc. III in. Min. Inst., 1961, p. 17—43.

[8] Ammosov I. și Eremin I. *Petrograficeskie osobenosti i svoistva uglei.* An. S.S.S.R., 1963.

[9] Stankevici A. Cocs i Himia, 4, 1967, p. 1—7.

[10] Schapiro N., Gray R. J. și Eussner G. *Blast Furnace Coke Oven and Raw Materials.* A.I.M.E., vol. 20, 1961.

[11] Brown H. și Taylor G. Fuel, 43, 1, 1964.

[12] Cudmore J. A.C.I.R.L. *Raport prezentat la lucrările I.C.C.P.*, 1972.

[13] Cameron A. *Dept. of Energy, Mines, Res. Geol. Survey.* Raport prezentat la lucrările I.C.C.P., 1972.

[14] Goldring D. C. *Raport prezentat la sesiunea Coke in Ironmaking*, I.S.I., 1969.

Ing. Cornelia Panaitescu
Institutul politehnic — București
și
Dr. ing. E. Falk
Institutul de cercetări metalurgice — București

Unele soluții privind protecția muncii aplicate la instalațiile de ridicare

Ing. Gh. Zapalcea
Întreprinderea de țevi — Roman

CZ 614.8 : 62 – 237

Una din direcțiile principale pe care se axează activitatea de protecție a muncii este și reducerea efortului fizic în procesul muncii. Printre altele aceasta se concretizează și în folosirea mijloacelor mecanizate de ridicat și transportat care îndeplinesc un rol important în efectuarea proceselor de producție ce necesită un volum mare de muncă fizică.

Organizarea exploatării acestor instalații în condițiile I.Ț. Roman cuprinde un complex de măsuri privind prevenirea accidentelor și deplina securitate a muncii.

În normele de exploatare a macaralelor printre alte măsuri obligatorii se prevede și folosirea limitatorilor de sarcină. Majoritatea macaralelor existente la Întreprinderea de țevi—Roman au fost livrate însă fără aceste dispozitive de siguranță. În consecință pentru dotarea acestora și cu limitatoare de sarcină în cadrul întreprinderii a fost conceput un dispozitiv adecvat în ce privește construcția și posibilitatea aplicării lui la instalațiile existente din cadrul I.Ț. Roman.

În figura 1 este prezentată schema cinematică a unui limitator de sarcină pentru podurile rulante tip grinzi cheson cu capacitatea de ridicare de 15 t.f.

Aparatul este conceput în așa fel încît în afara rolului de limitare a sarcinii de ridicare îndeplinește și funcția palanului fix cu role de egalizare, pe care l-a înlocuit și în locul căruia este montat. În acest scop limitatorul are în componența sa un ax cu capetele excentrice. Pe capetele excentrice sînt fixate rolele de cablu, iar mijlocul axului este fixat într-o carcasă; brațele solidare cu axul continuă cu o pîrghie dedeclanșare care acționează un întrerupător electric basculant.

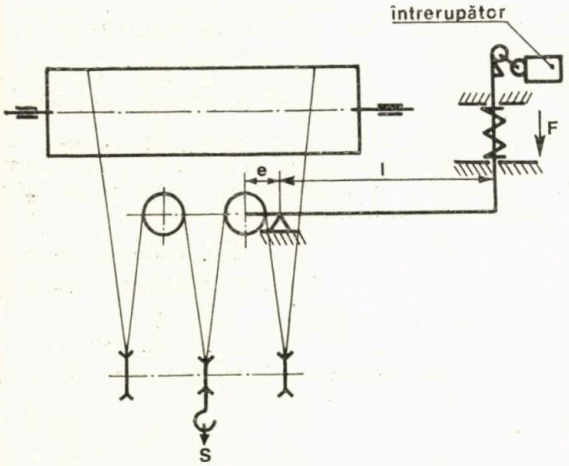


Fig. 1. Schema cinematică a limitatorului.

Modul de funcționare

Datorită excentricității capetelor axului pe care sînt montate rolele de cablu sarcina are tendința să rotească axul excentric în sensul invers mersului acelor unui ceasornic. Această mișcare de rotație o capătă și brațele ce acționează prin intermediul pîrghiei asupra tijei resortului care capătă o mișcare rectilinie, glisînd prin bucșa sa.

Resortul asigură forța care se opune rotirii axului excentric, reglarea acestei forțe făcîndu-se prin intermediul piuliților și al bucșei mobile.

La rotirea cu un anumit unghi a brațului întrerupătorului, prin glisarea tijei resortului, acesta acționează asupra contactorului, întrerupînd alimentarea motorului în sensul de rotație corespunzător ridicării sarcinii.

Sarcina cinematică a limitatorului

Conform schemei din figura 1 relația de echilibru a sistemului va fi următoarea:

$$S \cdot e = F \cdot l,$$

unde:

- S este sarcina limită la care dispozitivul trebuie să asigure întreruperea funcționării;
- e — excentricitatea rolelor de cablu;
- F — forța de comprimare a resortului;
- l — lungimea brațului resortului.

Cunoscînd că STAS 20024—70 admite depășirea sarcinii nominale cu pînă la 20%, că palanul are șase ramuri de cabluri, iar limitatorul are patru ramuri, sarcina limită S se va calcula cu ajutorul următoarei relații:

$$S = \frac{1{,}2 \cdot 4\, P_{nom}}{6} = \frac{1{,}2 \cdot 4 \cdot 15\,000}{6} = 12\,000 \text{ kg}$$

Forța de comprimare a resortului, care asigură întreruperea circuitului în momentul

atingerii sarcinii limită, va rezulta din relaţia de echilibru. Valoarea excentricităţii e în cazul dat este de 4 mm, iar $l = 900$ mm.

$$F = \frac{S \cdot e}{1} = \frac{12\,000 \cdot 4}{900} = 53{,}3 \text{ kgf}$$

După cum reiese din calcul pentru echilibrarea momentului creat de sarcina S este nevoie de un resort a cărui forţă să fie de 53 kg.

Ţinînd seamă însă că sînt situaţii cînd limitatorul de sarcină trebuie să permită ridicarea unor sarcini care să depăşească sarcina nominală cu mai mult de 20% (exemplu la efectuarea probei statice cu 25% supra sarcină) s-a ales un resort care se foloseşte în mod curent în întreprinderi şi care are următoarele caracteristici:

$D = 60$ mm (diametrul exterior);
$d = 6$ mm (diametrul secţiunii sîrmei);
$n = 13$ (numărul de spire active);
$h = 250$ mm (înălţimea arcului).

Pe bază de calcule s-a stabilit apoi forţa maximă pe care o poate suporta arcul, deformaţia elastică şi săgeata arcului, necesară pentru a se putea acţiona braţul întrerupătorului.

Detaliile de execuţie şi montaj se pot da pe bază de fişă S.E. de către Întreprinderea de ţevi—Roman.

Cunoscîndu-se că o sursă importantă de producere a accidentelor o constituie şi folosirea unor dispozitive de legare a sarcinilor şi ridicare necorespunzătoare, tot în cadrul întreprinderii a fost conceput un cleşte cu declanşator automat pentru prinderea ţaglelor şi eboşelor din locuri periculoase, precum şi de la locuri cu temperaturi mari.

Cleştele se compune din două fălci, lanţul de agăţare la cîrligul macaralei, la care se adaugă două pîrghii şi o tijă care culisează prin ţeava specială fixată pe cleşte.

Modul de funcţionare a cleştelui este următorul: cleştele se agaţă de cîrligul macaralei, prin intermediul lanţului şi al verigei. Se deschide cleştele înainte de a pleca cu el la intervenţie, deschiderea menţinîndu-se printr-un pinten fixat pe un braţ al cleştelui sub una din cele două pîrghii. Cleştele deschis se lasă peste ţeava ce trebuie ridicată. În momentul cînd tija cleştelui atinge materialul se declanşează cele două pîrghii, asigurînd închiderea fălcilor şi prevenind pericolul deschiderii cleştelui sub acţiunea greutăţii barelor sau ţevilor transportate.

Avantajele principale ale acestui cleşte constau în faptul că omul nu mai este obligat să se apropie de ţeava sau bara pe care o transportă. În acest fel omul este ferit de radiaţii calorice şi de accident.

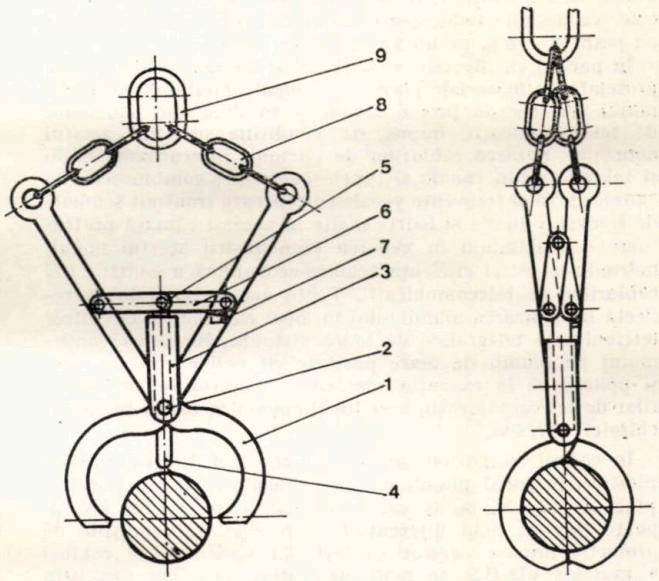


Fig. 2. Cleşte — două poziţii: *1* — falcă; *2* — bolţ; *3* — ţeavă; *4* — tijă; *5* — bolţ; *6* — pîrghie; *7* — pinten; *8* — lanţ; *9* — verigă.

CRONICĂ

SIMPOSION CU TEMA:

„ECONOMIA DE METALE NEFEROASE ÎN INDUSTRIA ELECTROTEHNICĂ"

Modernizarea și construcția unor noi linii electrice în cablu de forță și telecomunicații, asimilarea unor noi tipuri de mașini și aparate electrice au deschis perspective largi pentru diversificarea produselor electrotehnice în țara noastră, care să răspundă cerințelor mereu crescînde de îmbunătățire a parametrilor constructivi și funcționali ai acestora.

În acest context a avut loc recent la București un simpozion la care specialiști din industria electrotehnică au făcut cunoscute realizările actuale ale industriei electrotehnice românești pe linia economiei de metale neferoase. Mai multe referate au evidențiat rolul deosebit în modernizarea și construcția de noi linii electrice în cablu de energie pe care l-au avut materialele plastice, tipurile îmbunătățite de materiale de protecție ale cablurilor și accesoriilor (hîrtie, ulei, rășini sintetice) ca înlocuitori ai aluminiului și plumbului. S-a arătat că economia de metale neferoase obținută pe această cale va permite reducerea consumurilor de metale neferoase cu peste 8—10% pe un km de rețea electrică.

În paralel cu diversificarea tipurilor de cabluri de energie protejate cu materiale plastice, în locul plumbului și aluminiului are loc un proces analog și în domeniul cablurilor de telecomunicații, impus de condițiile specifice acestui domeniu: pozarea cablurilor de telefonie interurbană, radio și televiziune în canale și tunele betonate; combinarea circuitelor pentru frecvențe vocale cu cele care transmit semnale de frecvențe înalte și foarte înalte în aceeași cămașă protectoare din aluminiu în vederea economisirii acestui metal, mărindu-se astfel eficiența tehnico-economică a construcției cablurilor de telecomunicații. Toate aceste tendințe se reflectă în utilizarea aluminiului în locul cuprului la circuitele telefonice și telegrafice de mare distanță, limitarea consumului de plumb de mare puritate cu policlorură de vinil și polietilenă la execuția cămășilor anticorozive ale cablurilor de telecomunicații, care funcționează în medii cu agenți chimici agresivi.

În cadrul simpozionului s-a arătat că utilizarea maselor plastice, în locul plumbului, la cablurile care funcționează pînă la 110 kV, iar în cazuri speciale chiar la 220 kV, se poate face în mod diferențiat în funcție de condițiile de protecție impuse acestor cabluri, iar aplicarea pe cabluri a maselor plastice se realizează prin extrudere sau prin bandajare (determinîndu-se astfel o mare economie de plumb (cca. 25% pe un km de cablu) care poate fi astfel utilizat în alte scopuri necesare economiei naționale (acumulatori cu plumb, redresoare electrice ș.a.).

Un rol important în economia de metale neferoase (plumb, cupru și aluminiu) îl are, așa cum au arătat unele referate, sectorizarea fazelor cablurilor de energie în vederea compactizării lor. Această soluție tehnologică va conduce la reducerea cu circa 2—3% a consumurilor specifice în industria de cabluri îndeosebi a consumului de plumb și aluminiu.

Execuția cablurilor care funcționează pînă la tensiunea de 10 kV, cu faza din aluminiu sau cupru masiv, sectorizate prin trefilarea directă a cuprului sau aluminiului și prin procedee de laminare la cald a lingourilor, pe instalații continue, va asigura, de asemenea, reducerea consumurilor specifice de metale neferoase în medie cu 5—8%.

Unele referate au pus în evidență că protecția exterioară a cablurilor de energie de 10—110 kV împotriva agenților corozivi din sol se poate asigura la unele cabluri prin învelișuri exterioare din mase plastice sau elastomeri sintetici (PVC, polietilenă, policloropren) fără să mai fie necesar apelul la metelale neferoase (plumb). Protecția exterioară din mase plastice asigură și o protecție mai bună a cablurilor împotriva coroziunii provocate la curenții vagabonzi, făcînd inutile orice alte măsuri folosite la cablurile de tip clasic.

S-a arătat, de asemenea, că aluminiul a fost eliminat în proporție de 80—85% la toate cablurile de energie cu izolație de hîrtie, care funcționează la tensiunea de 1 kV, prin învelișuri de policlorură de vinil. Se prevăd tendințe de extindere a acestui procedeu și la cabluri izolate cu hîrtie de 6 și 10 kV. Plumbul ca ecran a fost înlocuit cu aluminiu la cabluri de 10 kV. Conductibilitatea mare a ecranelor formate din cămăși de aluminiu contribuie la limitarea supratensiunilor datorate trecerii curentului de defect prin ea, asigurînd o mai bună protecție a muncitorilor în caz de avarii. La cablurile de joasă tensiune învelișul exterior de aluminiu este folosit drept conductor de nul, economisindu-se astfel un conductor metalic de cupru și simplificîndu-se construcția cablului; secțiunea cămășii de aluminiu fiind mult mai mare decît a conductorilor de nul înlocuiți, căderea de tensiune este foarte redusă.

La cabluri de foarte înaltă tensiune (U = 380 kV), care transportă puteri de peste 80 MVA, se prevăd instalații de răcire pentru asigurarea unui randament superior cu țevi de aluminiu în locul țevilor de cupru și cu țevi din polietilenă, economisindu-se astfel importante cantități de metale neferoase. S-a arătat că accesoriile de îmbinare a cablurilor se vor executa în mare măsură din rășini sintetice și din benzi adezive în loc de plumb și aluminiu reducîndu-se greutatea cu circa 50%.

Pentru rețele electrice de joasă și medie tensiune, de 1—35 kV, se vor produce cabluri de energie cu izolație și manta de PVC, care vor elimina plumbul și aluminiul din sistemul lor de protecție. Cablurile se vor executa fie din aluminiu, fie din cupru masiv (în sector) sau cablat rotund și sectorizat. Protecția exterioară a acestor cabluri se realizează în prezent dintr-un înveliș de PVC sau polietilenă în loc de plumb. Prin asemenea protecții se asigură funcționarea cablurilor în medii foarte agresive acide și bazice (acid sulfuric, clorhidric, hidrați diferiți și derivații lor), care permit mărirea duratei de viață a cablurilor (peste 10 ani în regim permanent).

Pentru rețele electrice de medie tensiune, de 20 și 35 kV, au fost asimilate numeroase construcții de cabluri protejate cu polietilenă reticulată aplicată prin procedee de extruzie continuă în locul plumbului. Armarea acestor cabluri este executată din fire plate de oțel zincat, care sînt protejate anticorosiv cu o cămașă din PVC. Prin această soluție constructivă se asigură funcționarea cablurilor nu numai în medii corosive, dar și în medii cu pericol de explozie, în exploatări miniere, petroliere, uzine de produse chimice, explozive ș.a.

Pentru transformatoarele electrice pînă la puteri aparente de 100 kVA se va trece la înlocuirea părții active din cupru cu materiale active din aluminiu, utilizîndu-se astfel conductori de aluminiu realizați la Combinatul de aluminiu Slatina. Prin această măsură se va reduce cu peste 50 — 55% greutatea transformatoarelor electrice, folosindu-se în același timp mai bine baza de metale neferoase existente în țară. Unele referate au arătat că pot fi asimilate tipuri noi de transformatoare cu bobinaje din folie de aluminiu în locul conductorilor de aluminiu care va reduce și mai mult consumul acestui metal și va permite o mai bună utilizare a lui.

Reproiectarea periodică a unor aparate și transformatoare electrice va contribui la modernizarea acestora, la economisirea cuprului și aluminiului folosite în construcția lor. S-a estimat că la nivelul anului 1975 se vor putea economisi, pe această cale, circa 200—300 t/an de aluminiu.

Simpozionul a demonstrat rezervele importante care există în industria electrotehnică, în direcția economiei de metale neferoase.

Dr. ing. C. Cruceru

Colectiv de autori coordonant de dr. ing. Jur PISZAK PORADNIK INZYNIERA. (Manualul inginerului turnător) Warszawa, Wydawnietwa, Editura naukowo-techniczne, 1972, 1740 pag., 1055 fig., 807 tabele

Editarea unui manual al inginerului turnător de o asemenea anvergură (1 740 pag.) demonstrează importanţa deosebită acordată în R.P. Polonă prelucrării metalelor prin turnare.

El reprezintă o sinteză completă a cunoştinţelor tehnologice acumulate de cadrele tehnice din turnătoriile şi institutele de cercetări şi proiectări din R.P. Polonă şi a publicaţiilor pe plan mondial în domeniul turnării metalelor.

Lucrarea poate fi împărţită în cinci părţi.

În prima parte se analizează materialele metalice folosite pentru turnare (fontă, oţel şi aliaje neferoase) şi modul de elaborare şi turnare a lor. Analiza materialelor metalice priveşte clasificarea, compoziţia chimică, structura şi proprietăţile fizico-mecanice şi tehnologice; această analiză interesează în mai mică măsură specialiştii din ţara noastră deoarece se referă la mărcile poloneze. Înainte de a analiza elaborarea aliajelor lichide se expun tipurile de cuptoare folosite, încălzite cu combustibil sau electric; interes deosebit prezintă analiza modului de lucru cu cuptoarele electrice cu inducţie, deoarece nu este tratat pînă în prezent în literatura tehnică din ţara noastră. Elaborarea se analizează în ceea ce priveşte toate operaţiile prin care să rezulte în final un metal fără impurităţi. Datele tehnologice reprezintă experienţa uzinelor şi institutelor de cercetări poloneze şi, de aceea, cunoaşterea lor prezintă interes sub aspect comparativ şi în ceea ce priveşte îmbunătăţirea metodelor de lucru utilizate în ţara noastră. Turnarea se analizează în ceea ce priveşte utilajele folosite şi unele date de cercetare privind răcirea şi solidificarea aliajelor lichide.

În a doua parte se analizează proiectarea tehnologiei de turnare. Prezintă interes în special proiectarea reţelei de turnare deoarece este tratată complet, pe baza ultimelor noutăţi în acest domeniu. Forma tabelară de tratare a acestei părţi permite o proiectare rapidă, optimă.

În a treia parte se analizează tehnologia practică de executare a modelelor, formelor şi miezurilor; cu această ocazie se prezintă şi procedeele speciale de turnare. Prezintă interes în special unele norme ca de exemplu cele privitoare la aerisirea şi armarea formelor şi miezurilor, care nu există în prezent în literatura tehnică de turnătorie din ţara noastră. Această parte se încheie cu analiza procedeelor şi a utilajelor folosite la dezbatere şi curăţare. În această parte un interes deosebit prezintă expunerea tehnologiilor de executare a tipurilor reprezentative de piese, care fac parte din 19 grupuri caracteristice de piese turnate (blocuri motor, pale de turbină, elice navale, cilindri şi valţuri etc.).

În a patra parte se analizează controalele şi tratamentele la care se supun piesele turnate; interes deosebit prezintă capitolul privitor la remedierea defectelor pieselor turnate.

În partea a cincea se analizează problemele tehnico-economice care însoţesc producţia de piese turnate (transport, protecţia muncii, organizarea producţiei, gospodărirea energiei, normarea, preţul de cost); ea prezintă interes prin faptul că este puţin abordată în literatura tehnică de turnătorie din ţara noastră.

Este important de remarcat faptul că lucrarea nu abordează aspectele teoretice ale fenomenelor care însoţesc turnarea, ea avînd caracter strict tehnologic. Inginerul turnător care posedă o astfel de lucrare poate rezolva orice problemă, la nivelul tehnic actual, privind realizarea prin turnare a pieselor.

Trebuie totuşi menţionat că unele procedee mai speciale privind elaborarea aliajelor sînt tratate mai general, fără să se dea detalii precise; de exemplu, la desulfurarea fontelor se indică numai date privind eficacitatea diferitelor procedee, fără să se dea detalii amănunţite privind aplicarea practică a lor. În general sînt cuprinse numai date tehnologice care încep să devină certitudini pe plan mondial. După felul cum este abordată şi tratată rezultă că autorii au avut în vedere posibilitatea de export peste hotare a acestei cărţi, deoarece reprezintă o sinteză a lucrărilor deja apărute în R.P. Polonă. Sînt părţi, menţionate anterior, care prezintă probleme de interes pentru specialiştii din România prin faptul că nu sînt tratate încă în literatura tehnică de specialitate.

Lucrarea se adresează inginerilor turnători, putînd fi utilă şi inginerilor de alte specialităţi care se preocupă în special de utilaje, tehnicienilor şi studenţilor care se specializează pentru turnătorii.

Ing. P. Iordănescu

Dr. ing. R. Prümmer. MATERIALE ELECTROIZOLANTE PRODUSE PRIN METALURGIA PULBERILOR. ETZ–B, vol. 25, nr. 6, aug. 1973, p. 120–121

Metalurgia pulberilor şi-a găsit în ultimii ani numeroase aplicaţii tehnice, concretizate în obţinerea unor noi materiale electrotehnice sub formă de pulberi metalice destinate contactelor electrice ale maşinilor, aparatelor şi acţionărilor electrice. Obţinerea contactelor electrice din pulberi metalice se face prin amestecul acestora cu lianţi de o anumită densitate. După amestecul pulberi-lianţi are loc procesul de sinterizare care se realizează pe prese speciale la presiuni corespunzătoare. Operaţia de amestec presupune o mare experienţă deoarece trebuie încorporate în amestec numai acele pulberi care au o anumită granulaţie, care trebuie apoi liate în proporţii definite. Experienţa obţinută de firma vestgermană „Fraunhofer" a pus în evidenţă că cele mai potrivite pulberi pentru realizarea unor contacte electrice superioare sînt pulberile de wolfram. În acest scop au fost obţinute pe baza unor cercetări şi experimentări două tipuri de pulberi şi anume: pulberi constînd din 88% W şi 12% Cu; pulberi constînd din 88% W, 11,5% Ag şi 0,5% Cu. Pulberile obţinute au fost apoi amestecate cu anumiţi lianţi şi au fost presate, în instalaţii speciale, la o presiune egală cu

$$p = 2{,}2 \cdot \gamma \cdot V_D^{2{,}1}, \text{ k bar}$$

în care γ este densitatea amestecului pulbere-liant, g/cm³; V_D — viteza de deturnare a amestecului care poate fi de ordinul a 1 600 m/s sau 8 400 m/s. De regulă presiunea de obţinere a amestecului pulbere liant este de ordinul a 350 kbar.

O variantă specială de amestec pulbere-liant destinat contactelor electrice a fost, de asemenea, cercetată şi asimilată. Această variantă conţine 85% Hg, 2,5% Cu şi 12,5% MoS_2. În acest scop s-au realizat pulberi cu granulaţia de 3–5 μm. Pulberile astfel realizate au fost amestecate în tuburi speciale cu diametrul de 16 mm şi cu grosimea peretelui de 1 mm. După realizare pulberile au fost transformate, prin amestec cu anumiţi lianţi, în paste care s-au presat pe instalaţii speciale şi au fost apoi transformate în contacte electrice.

Pentru ca întreaga tehnologie de preparare a pulberilor destinate contactelor electrice să se efectueze în condiţii optime, iar amestecul să se obţină procentual fără erori, au fost concepute şi realizate instalaţii automate de prepararea amestecului de pulberi destinate contactelor electrice. Aceste instalaţii funcţionează pe o anumită frecvenţă, cu formă stabilită a semnalului de intrare. Pentru măsurarea frecvenţei semnalul de intrare este introdus mai întîi într-un formator de impulsuri, care determină caracteristicile de intrare ale instrumentului: sensibilitate, impedanţă etc. Ieşirea formatorului este trecută printr-un sistem de porţi către numărătorul principal care comandă sistemul de afişare numerică al aparatului. Semnalul ce provine de la oscilatorul de referinţă este, de asemenea, introdus în circuitul de formare şi este divizat de o serie de numărătoare decadice, care

dau diversele perioade de timp de poartă. Ieşirea divizorului este selectată de pe panoul frontal, de către operator. Rezultatele măsurării sînt păstrate în numărătorul principal; la sfîrşitul perioadei de timp de poartă şi pentru a permite ca rezultatele să fie prelucrate trebuie să existe un timp de întîrziere înainte de ştergerea numărătorului şi pentru măsurarea următoare.

Dr. ing. C. Cruceru

Iudin S. B., Levin M. M. şi Rozenfeld S. E. ŢENTROBEJNOE LITIO. Moscova, maşinostroenie, 1972. (Turnarea centrifugă), Bucureşti, Editura tehnică 1973

Turnarea centrifugă a pieselor a căpătat, pe plan mondial, o tot mai mare importanţă, îndeosebi atunci cînd se urmăreşte obţinerea unor piese cu compactitate mare.

Deoarece şi în ţara noastră această metodă de turnare a pieselor este în continuă dezvoltare, traducerea acestei lucrări (traducerea este efectuată de dr. ing. C. Cosneanu şi V. Crocus) este deosebit de oportună.

Lucrarea tratează multilateral problema turnării centrifuge a pieselor prezentînd, în prima parte (cap. I—V), date referitoare la hidraulica acestui proces de turnare, particularităţile şi elementele specifice turnării centrifuge, precum şi părţile componente ale maşinilor de turnare centrifugă, cu detalii constructive. În cea de-a doua parte a lucrării (cap. VI—XII) sînt prezentate tehnologiile de obţinere, prin turnare centrifugă, a cîtorva tipuri de piese caracteristice (bucşe cilindrice şi fasonate din fontă, tuburi din fontă, semifabricate din oţel şi aliaje neferoase, semifabricate din două straturi). Lucrarea are un pronunţat caracter tehnologic, constituind un real sprijin pentru cei interesaţi în obţinerea pieselor prin turnare centrifugă.

Lucrarea conţine 12 capitole, numeroase tabele şi figuri. Este foarte bogată în date concrete, deosebit de utile pentru activitatea practică a inginerilor şi tehnicienilor.

În mare, structura lucrării este următoarea:

În cadrul primului capitol al lucrării este prezentată esenţa şi bazele procedeului de turnare centrifugă a pieselor, cu o relatare succintă a principalelor avantaje şi dezavantaje. Este efectuată o clasificare a diferitelor metode de turnare centrifugă, din punct de vedere al amplasării de piese turnate în raport cu axa de rotaţie, al configuraţiei piesei turnate, după poziţia axei de rotaţie, din punct de vedere al materialului formei, după viteza de rotaţie.

Analizînd hidraulica proceselor de turnare centrifugă (cap. II) sînt studiate mai multe probleme: geometria suprafeţei libere care se formează la rotirea metalului lichid (necesară pentru determinarea configuraţiei piesei turnate), presiunea în diferite puncte ale metalului lichid (utilizată pentru determinarea rezistenţei formelor), presiunea metalului (necesară la calculul modului de fixare a capacului).

Tratarea acestor probleme este însoţită de exemple practice, prezentate sub formă unor probleme rezolvate.

Studiindu-se mecanismul de separare a incluziunilor, este scos în evidenţă avantajul turnării centrifuge în jurul axului orizontal (cînd separarea incluziunilor are loc în direcţie radială, deci pe cel mai scurt drum), în raport cu turnarea statică, în poziţie verticală.

Alegerea vitezei de turnare, a regimului de rotire a formei, a tipului dispozitivului de turnare şi a sistemului de alimentare are loc în urma studiului mişcării relative a lichidului care se roteşte, efectuîndu-se analiza unor fenomene de hidrodinamică.

Turnarea centrifugă determină anumite condiţii de solidificare, care sînt mult diferite de a pieselor turnate static. În cadrul capitolului III sînt studiate tocmai aceste particularităţi ale solidificării pieselor turnate centrifug, legate atît de condiţiile de răcire a piesei turnate, cît şi de cinetica de solidificare. O serie de fenomene, care au o mare influenţă asupra calităţii pieselor turnate centrifug, cum ar fi contracţia, presiunea hidraulică, segregaţiile chimice, precum şi acţiunea mişcării lichidului asupra cristalizării piesei turnate, sînt analizate detaliat, analiză însoţită de exemplificări concrete.

Capitolul IV tratează elementele tehnologiei de turnare centrifugă, cum ar fi: alegerea poziţiei axei de rotaţie şi a vitezei de rotaţie a formei, posibilitatea protecţiei termoizolante a formei, dozarea materialului, alegerea vitezei de turnare şi a adaosurilor de prelucrare. Pentru a veni în sprijinul celor ce lucrează cu maşini de turnare centrifugă sînt date o serie de nomograme şi de date privind alegerea vitezei de rotaţie a diferitelor forme, în funcţie de coeficientul de gravitaţie (axa orizontală).

Avînd în vedere marea varietate constructivă a maşinilor de turnare centrifugă (în funcţie de destinaţie), în cadrul capitolului V sînt prezentate principalele elemente constructive ale acestor utilaje de turnare. Astfel, sînt analizate formele de turnare, precum şi problema echilibrării acestora, suporturile pentru forme, diferitele dispozitive de acţionare, turnare şi de răcire. Cunoscînd faptul că în peretele formei apar tensiuni sînt analizate datele necesare pentru determinarea acestora, precum şi mijloacele prin care aceste tensiuni pot fi reduse. Pentru evitarea accidentării în timpul utilizării maşinilor de turnare centrifugă, sînt prezentate recomandări generale cu privire la întocmirea instrucţiunilor de exploatare a acestor maşini.

În capitolele următoare (VI—XII) sînt date exemple concrete de piese ce pot fi turnate centrifug.

Astfel în cadrul capitolului VI sînt prezentate particularităţile tehnologice de turnare centrifugă a bucşelor cilindrice din fontă cenuşie şi cu grafit nodular, precum şi tratamentul termic aplicat în cazul ultimei categorii de fonte.

Turnarea centrifugă a bucşelor fasonate din fontă (ex. cămăşi de cilindru, cilindrii motoarelor diesel etc.) determină folosirea unor tehnologii mai complexe.

În capitolul VII sînt analizate cîteva tehnologii, cu ajutorul cărora se pot obţine bucşe fasonate (la fabricaţia de serie mică), cămăşi de cilindru (în forme metalice cu suprafeţe de separaţie), cămăşi de cilindru de dimensiuni mari (utilizate la motoarele diesel), cu prezentarea avantajelor tehnico-economice rezultate.

Tuburile din fontă, cu multiple utilizări, reprezintă cel mai mare volum din piesele turnate centrifug. Avînd în vedere acest lucru, capitolul VIII al lucrării analizează amănunţit principiul tehnologiei de turnare centrifugă a tuburilor, prezentîndu-se diferite tipuri de maşini utilizate în acest scop.

Turnarea centrifugă este utilizată şi la obţinerea unor semifabricate din oţel care, din punct de vedere calitativ, sînt cel puţin similare cu cele obţinute prin laminare şi forjare. Este cazul semifabricatelor pentru inelele rulmenţilor de rulare, a flanşelor pentru ţevi (pentru tuburile destinate transportului petrolului şi aburilor, la cuptoarele de temperaturi înalte din industria chimică) a unor semifabricate tubulare, caz în care se exclude operaţia de perforare etc.

În cadrul capitolului IX sînt prezentate tehnologiile de obţinere prin turnare a tuturor acestor tipuri de semifabricate din oţel.

Din aliaje neferoase se obţin, prin turnare centrifugă, bucşe, inele, precum şi semifabricate bimetalice şi profilate. În capitolul X sînt prezentate caracteristicile legate de pregătirea formelor, turnarea, îndepărtarea pieselor turnate, precum şi proprietăţile pieselor turnate din aliaje neferoase.

Semifabricatele din două straturi, executate prin turnare centrifugă, se bucură de o serie de proprietăţi ridicate. În cadrul capitolului XI sînt prezentate tehnologiile de obţinere a semifabricatelor bimetalice (cu mai multe variante, funcţie de modul de topire a încărcăturii) şi a semifabricatelor formate dintr-un strat de metal şi un strat de material nemetalic. Din prima categorie fac parte bucşele bimetalice, ţagle pentru ţevi, cilindri de laminor din două straturi etc. Din grupa a doua fac parte: ţevi metal-zgură, ţevi vitrate etc.

Ultimul capitol al lucrării tratează problema turnării centrifuge a produselor fasonate, cu prezentarea principalelor particularităţi. Tehnologiile de turnare sînt prezentate în funcţie de materialul formei utilizate (forme de nisip-argilă, forme ceramice executate cu modele fuzibile, forme metalice).

Lucrarea recenzată, fiind la a doua ediţie (prelucrată şi completată), este o lucrare valoroasă, competent elaborată şi tradusă, acoperind un mare gol existent în literatura de specialitate din ţara noastră.

Ing. I. Ripoşan

Laşcu — Simion N. şi Rotenstein B. ALEGEREA OŢELURILOR PENTRU CONSTRUCŢII MECANICE Editat de Institutul de cercetări metalurgice — Secţia utilizarea naţională a oţelurilor — Bucureşti, 1973, 9 tabele, 21 fig., 4 anexe, 151 pag.

În contextul actual al dezvoltării construcţiei de maşini din ţara noastră, problemele asigurării fiabilităţii maşinilor şi utilajelor şi a reducerii consumului de metal impun alegerea raţională a mărcilor de oţel şi a tehnologiei de fabricaţie a diferitelor organe de maşini. Pentru realizarea acestui obiectiv este necesară corelarea cît mai judicioasă a cerinţelor impuse de condiţiile de solicitare a organului de maşină cu caracteristicile mecanice şi tehnologice ale materialului ales. Lucrarea pe care o recenzăm reprezintă o contribuţie importantă pe linia soluţionării problemelor indicate.

Cartea cuprinde cinci capitole tratînd succesiv aspectele alegerii oţelurilor pentru construcţii mecanice.

În primul capitol sînt expuse principalele criterii tehnice care determină alegerea unui oţel pentru un organ de maşină şi analize succinte ale principalelor caracteristici mecanice şi tehnologice pe care trebuie să le satisfacă oţelurile pentru construcţii de maşini. La baza acestor considerente se propune o schemă de clasificare şi ordonare a diferitelor criterii ce trebuie considerate la proiectarea unui organ de maşină.

În al doilea capitol se prezintă cititorilor clasificarea generală a oţelurilor după domenii de utilizare şi clasificarea oţelurilor pentru construcţii mecanice pe baza condiţiilor de solicitare.

Valorile garantate ale caracteristicilor mecanice care se verifică la recepţie, precum şi valorile informative pentru alte caracteristici de rezistenţă, care prezintă interes în activitatea de proiectare, se dau în cadrul tabelelor din capitolul următor.

În capitolul IV se consideră o clasificare a organelor de maşini din punctul de vedere al necesităţilor proiectantului, în vederea alegerii unui oţel pentru o anumită piesă; se discută criteriile principale care stau la baza acestei clasificări şi se prezintă un tabel de clasificare a organelor de maşini după structura lor morfologică şi modul de repartizare a tensiunilor în secţiune.

În cadrul capitolului V se prezintă modul de abordare a problemei alegerii materialelor în funcţie de o serie de factori importanţi: caracteristicile de rezistenţă statice, rezistenţa la oboseală, rezistenţa la rupere fragilă şi condiţiile de tratament termic. În continuare în acest capitol se indică o clasificare a mărcilor de oţel pe baza conţinutului de carbon şi a nivelului performanţelor asigurate, precum şi un tabel cu mărcile de oţel recomandate pentru fiecare categorie de organ de maşină.

În sinteză autorii indică rezolvarea problemei alegerii mărcii de oţel pentru organe de maşini prin soluţionarea succesivă a ei în cadrul a şase trepte de abordare a acestei probleme. Pentru o şi mai clară demonstrare a metodologiei expuse în ultima parte a cărţii se dau şapte exemple, apreciate ca tipice, de alegere a oţelurilor pentru construcţii mecanice. Gradul de complexitate a problemelor pe care le ridică unele construcţii mecanice poate însă depăşi nivelul luat în considerare în cadrul cărţii. Pentru rezolvarea unor astfel de cazuri autorii consideră necesare consultări între proiectanţi, tehnologi şi specialişti din sectoarele prelucrătoare de metal.

În anexele lucrării se dau benzile de călibilitate ale mărcilor de oţel pentru construcţii mecanice, diagramele la răcire continuă pentru unele mărci şi date ajutătoare utile pentru rezolvarea mai rapidă a unor aspecte legate de soluţionarea problemei tratate.

„Alegerea oţelurilor pentru construcţii mecanice" constituie, deci, o contribuţie valoroasă în problema alegerii materialelor pentru organe de maşini şi pune la dispoziţia utilizatorilor de oţeluri (proiectanţi şi tehnologi) din domeniul construcţiilor mecanice o metodologie amplă, bine conturată şi logic expusă. O asemenea lucrare, cu cadrul ei larg de abordare a problemei alegerii oţelurilor pentru construcţii mecanice, se pare că nu a mai fost publicată şi reprezintă deci un aport preţios al Secţiei de utilizare a oţelurilor din cadrul Institutului de cercetări metalurgice.

Prin conţinutul şi modul de organizare şi prezentare a materialului cartea „Alegerea oţelurilor pentru construcţii mecanice" este foarte utilă în activitatea cotidiană a specialiştilor din proiectarea şi cercetarea construcţiilor de maşini, precum şi pentru alţi specialişti care se preocupă de problemele producerii şi utilizării oţelurilor pentru construcţii mecanice.

Prof. dr. doc. ing. I. Tripşa

INFORMAŢII TEHNICO—ECONOMICE

Conductoare de niobiu-zinc destinate cablurilor electrice de energie supraconductoare

Utilizarea conductoarelor stabilizate din cupru-niobiu este agregată nu numai în construcţia cablurilor de energie supraconductoare de curent continuu ci în cazul cablurilor de curent alternativ deoarece pierderile prin histerezis datorate în principal Nb_3Sn pot fi în mare parte compensate prin folosirea aliajelor de niobiu-zinc. Datorită acestui lucru pierderile prin histerezis scad cu 15—20%, iar densitatea de curent injectată în conductoarele metalice creşte pînă la valoarea de $2{,}5 \cdot 10^2$ A/cm^2. Cercetări recente au pus în evidenţă ca aliajele niobiu -zinc şi niobiu-titan pot funcţiona, în bune condiţiuni, la temperatura de 18,2° K cu pierderi histerezis foarte mici. Admiţînd premisele de mai sus, unele firme americane au realizat aliaje de niobiu-zinc cu permeabilitatea magnetică $u_0 = 0{,}126 \cdot 10^{-4}$ (T. cm/A) şi cu pierderi histerezis maxime de $4 \cdot 22 \cdot 10^{-5}$ W/cm^2, care au fost utilizate în construcţia unor cabluri de energie magistrale de 500 kV, montate în Canada şi S.U.A. Firma General Electric Co S.U.A. a realizat cabluri de energie supraconductoare din aliaje de niobiu-zinc din care unul pentru tensiuni de transport de 110 kV, iar al doilea, pentru tensiuni de transport de 220 kV; s-a obţinut astfel, în cazul cablului de 110 kV, o intensitate a curentului de circulaţie în aliajul de niobiu-zinc de 5250 A, iar în cazul cablului de 220 kV, o intensitate a curentului de circulaţie de 10500 A. Ambele cabluri au fost răcite cu heliu iar pierderile Joule în interiorul acestora s-au situat la niveluri foarte scăzute, de 0,2 W/m (pentru răciri de ordinul 80°K).

(Elektrotehnische Zeitschrift, R.F. Germania, vol. 94, nr. 5, mai 1973, p. 256—259).

Lașcu Simion N. et *Bucăloiu N.*, p. 401—404 CD 669.14 : 620.178.38 : 539.431

Considérations concernant la rupture des aciers sollicités à la fatigue dans le domaine des hautes contraintes

On présente le point de vue des auteurs concernant les discontinuités constatées sur la courbe de Wöhler et les causes auxquelles elles sont dues. En vue d'appuyer les considérations exposées on a effectué des essais de résistance à la fatigue à 20 et à 300 °C avec des éprouvettes lisses et entaillées en acier au manganèse à faible teneur. L'analyse des surfaces de rupture des éprouvettes soumises aux essais a été effectué sur un microscope électronique à balayage. On considére que les discontinuités constatées expérimentalement sont dues à l'existence d'une zone de transition, de la rupture fragile à une rupture spécifique aux sollicitations à la fatigue.

Szöcs Ecaterina et *Szöcs Șt.*, p. 405—410 CD 622.785

Étude concernant la formation de la faillalite dans l'agglomérat ferreux

On présente les calculs thermodynamiques concernant la formation de la faillalite dans les agglomérats ferreux et dans les agglomérats auto-fondants, en se rapportant à la production d'agglomérat auto-fondant de l'Entreprise de fer-Vlăhița. L'obtention de l'agglomérat auto-fondant est justifiée par le fait qu'en présence de l'oxyde de calcium, seulement environ 0,01 % de l'oxyde ferreux se trouve lié dans la faillalite, la quantité totale d'oxyde ferreux se trouvant pratiquement en état libre ou bien en combinaisons facilement réductibles comme par exemple Fe_3O_4, $FeCaSiO_4$.

Adrian M. et *Cazimirovici E.*, p. 411—413 CD 621.771.016 : 621.892

Recherches concernant l'influence de la lubrification technologique au cours de l'opération de laminage à chaud

On expose dans le rapport les résultats obtenus dans des conditions expérimentales de laboratoire concernant l'influence exercée par l'utilisation de la poudre de verre, comme lubrifiant technologique au cours du laminage à chaud de l'acier, sur certains paramètres du processus de déformation, ainsi que sur les caractéristiques physiques et mécaniques des produits laminés. On a étudié ainsi l'influence de la lubrification à chaud sur l'élargissement, les forces de laminage, l'avancement et sur les propriétés de résistance mécanique des epreuves laminées.

On recommande en conclusion de continuer les recherches surtout en ce qui concerne les aciers alliés pour lesquels l'utilisation de la lubrification à chaud représente des avantages importants.

Toia A., *Toția Cornelia* et *Gostian I.*, p. 414—420 CD 669.14—427.4 : 681.32

Système destiné à diriger la production à l'aide de moyens automatiques pour l'interprétation des données, dans le secteur de la production des câbles de traction

On présente l'elaboration d'un système destiné à diriger la production des câbles de traction à l'aide de moyens automatiques pour l'interprétation des données. On a élaboré un modèle mathématique de répartition encadré dans la catégorie des problèmes de programmation linéaire et on a élaboré les projets du système de conduite de la production à l'aide des moyens automatiques d'interprétation des données.

Crudu I., *Ștefănescu I.*, *Avram Maria*, *Brătescu Cr.*, *Morait R.* et *Ștefănescu Gh.*, p. 421—426 CD 669.131.8 : 620.186 :531.43

Contributions à l'étude de l'influence de la structure des fontes malléables sur les propriétés d'antifriction

Dans cette première partie du rapport on expose les résultats des essais de laboratoire en vue de détérminer les propriétés d'antifriction de la fonte malléable perlitique ayant des différentes structures, en comparaison avec le bronze Bz 14 T, utilisé habituellement comme matériel d'antifriction.

Les essais ont été effectués avec des éprouvettes en forme de secteur de cercle pour les matériaux soumis à ces essais, tandis que les éprouvettes-type ont été exécutés en forme de rouleaux cylindriques en acier OLC 45, traitées superficiellement par courants d'induction, à la dureté de 48—51 HRC.

Les éprouvettes en fonte malléable à structure perlitique lamellaire ont eu un meilleur comportement que celles exécutées en fonte malléable à structure perlitique globulaire ; les deux types de fonte ont eu le même nombre de sphéroïdes de graphite. En outre, la fonte malléable à structure constituée par 40—50 % de ferrite et le reste perlite et ayant un grand nombre de sphéroïdes de graphite a donné les meilleurs résultats du point de vue des propriétés d'antifriction.

Para Elisabeta, p. 427—430 CD 669.15'26'28—194 : 339.44

Recherches concernant la réduction de la consommation spécifique de métal dans l'industrie du ciment par l'utilisation de l'acier allié au chrome-molybdène pour la fabrication des corps de broyage (billes)

Pendant les dernières années on a intensifié les recherches en vue d'obtenir des pièces résistantes à l'usure. On expose dans le présent article les résultats des expériences effectuées en vue d'établir une dépendance entre la résistance à l'usure et la qualité du matériel utilisé.

La détérmination expérimentale de l'usure des billes en acier au chrome-molybdène a été effectué dans un moulin tubulaire type 2,3 × 11,0 m.

Voicu Letiția, *Ghiță Aurelia* et *Chiujdea Viorica*, p. 431—433 CD 669.225

Le dosage quantitatif des élements des alliages antifriction à base de Ag—Cu—Cd—Zn—Ni

L'article expose une méthode de dosage rapide et précis des alliages antifriction à base de Ag—Cu—Cd—Zn—Ni. Le fait que le dosage du cuivre en présence du cadmium est possible et que de la solution restante on peut faire le dosage succesif des autres éléments, en éliminant les séparations compliquées, confére à la méthode un surplus d'économie de matériel et une courte durée d'analyse.

La méthode peut étre appliquée par n'importe quel laboratoire prévu avec l'appareillage usuel.

Chițu Gh., p. 435—438 CD 621.771.2 : 669.11

Contributions à la détérmination de certaines relations mathématiques à l'aide desquelles on puisse prévoir le nécessaire de produits laminés ferreux

À la suite de l'analyse de la structure de la consommation apparente des produits laminés (production + importation + exportation) on constate que le secteur des constructions de machines a consommé 42 — 45 % du total de la consommation apparente, le secteur des constructions-montage 16 — 18 %, l'industrie métallurgique pour l'obtention de produits à un haut degré d'usinage 31—34 % et les autres secteurs de l'économie nationale 4—11 %.

Vu que dans le secteur des constructions de machines et dans celui des constructions-montage on a consommé plus de 60 % du total de produits laminés, on a déterminé certaines relations mathématiques à l'aide desquelles on puisse établir en perspective l'indice de consommation. En connaissant l'indice de consommation (t/mill lei production globale) on peut déterminer le nécessaire de produits laminés et le niveau de la production de produits laminés ferreux en corrélation avec les charges d'exportation.

Лашку Симион Н. и *Букэлою Н.*, р. 401—404 ДК 669.14 : 620.178.38 : 539.431

К вопросу о разрушении при изломе сталей, подвергнутых усталостью в условиях высоких напряжений

Представляется точка зрения авторов о прерывности, обнаруженной на кривой Велера и о вызывающих её причинах. Для аргументирования приведенных соображений проведены испытания на усталость при 20°С и 300°С на гладких и с надрезом образцах из низколегированной стали с марганцом.

Анализ поверхностей разрушения опытных образцов проведен при помощи электронного микроскопа с разверткой.

Считают, что в основе прерывностей, обнаруженных экспериментальным путём лежит переходная зона от хрупкого разрушения к разрушению, специфическому воздействию усталости.

Сзёкс Екатерина и *Сзёкс Шт.*, р. 405—410 ДК 622.785

Исследование касающееся образования фаялита в железнорудном агломерате

Приведены термодинамические расчеты образования фаялита в железнорудных и самофлюсующих агломератах применительно к производству самофлюсующего агломерата в предприятии Влэхица. Получение самофлюсующего агломерата оправдывается тем фактом, что в присутствии окиси кальция, примерно только 0,01 % закиси железа является связанным в фаялит и практически всё количество закиси железа находится в свободном состоянии или в легко восстановимых соединениях как Fe_3O_4, $FeCa\ SiO_4$.

Адриан М. и *Казимирович Е.*, р. 411—413 ДК 621.771.016 : 621.892

Исследования по влиянию технологической смазки в процессе горячей прокатки

В работе представлены результаты, полученные в лабораторных опытных условиях, связанные с влиянием применения стеклянного порошка в качестве технологического смазывающего вещества при горячей прокатке на ряд параметров процесса деформации, а также на физико-механическую характеристику проката.

Так, исследовано влияние смазки на расширение, усилия прокатки, шага и свойства механического сопротивления прокатных проб.

В заключение предлогается продолжение исследований, особенно для легированных сталей, для чего применение горячей смазки является наиболее выгодным.

Тоя А., *Цоца Корнелия* и *Гостиан И.*, р. 414—420 ДК 669.14—427.4 : 681.32

Система управления производством путем автоматических средств обработки данных в области производства тяговых канатов

В статье описана разработка системы управления производством тяговых канатов при помощи автоматических средств обработки данных. Разработана математическая модель распределения, входящая в категорию задач линейного программирования, причем система управления спроектирована при помощи автоматических средств обработки данных.

Круду И., *Штефэнеску И.*, *Аврам Мария*, *Брэтеску К.*, *Морайт Р.* и *Штефэнеску Г.*, р. 421—426 ДК 669.131.8 : 620.186 : 531.43

К вопросу о влиянии структуры ковкого перлитного чугуна на антифрикционные свойства (I)

В этой первой части работы представляются достигнутые результаты лабораторных испытаний для определения антифрикционных свойств ковкого перлитного чугуна разных структур в сравнении с бронзом Bz 14 T, который обычно используется как антифрикционный материал.

Испытания велись образцами под видом окружного сектора для испытающих материалов, а стандартные образны сделаны под видом цилиндрических роликов из стали ОЛС 45, поверхностно обработанных с индукционными токами при твердости в 48—51 HRc.

Образцы из ковкого чугуна пластинчатой перлитной структуры имели лучшéее поведение в сравнении с образцами из ковкого чугуна шаровидной перлитной структуры; оба виды чугуна умели одинаковый номер графитных шариков.

Ковкий чугун, который имеет структуру с ферритом в 40—50 % и остальное — перлит и с большим номером графитовых шариков, дал самый хороший результат что касается антифрикционных свойств.

Пара Елисабета, р. 427—430 ДК 669.15'26'28—194 : 339.44

Исследования снижения удельного расхода металла в производстве цемента при использовании легированной хромо-молибденной стали в изготовлении дробительных изделий (дробинки)

В последние годы усиливались исследования по получению некоторых коррозионностойких изделий.

В этой работе представляются результаты некоторых опытов для определения зависимости между износоустойчивостью и качеством использованного материала.

Опытное определение износа дбобинок из хромомол либденой стали имело место в трубообразной мельнице для цемента типа 2,3 — 11,0 м.

Войку Летиция, *Гицэ Аурелия* и *Кюждя Виорика*, р. 431—433 ДК 669.225

Количественная дозировка составляющих элементов антифрикционных сплавов на основе Ag-Cu-Cd-Zn-Ni

Работа представляет метод скоростной и точной дозировки антифрикционных сплавов на основе Ag-Cu-Cd-Zn-Ni.

Дозировка меди в присутствии кадмия и последовательная дозировка остальных элементов в оставшимся растворе, исключая грубые сепарации, придаст методу способность больше сэкономить материал и сократить срок анализа.

Метод используется во всяких химических лабораториях, снабжённых обычными приборами.

Кицу Г., р. 435—438 ДК 621.771.2 : 669.11

Определение некоторых математических связей с помощью которых прогнозируется потребность в железном прокате Ag-Cu-Cd-Zn-Ni

В следствии анализа структуры кажующегося расхода проката (происводство + импорт-экспорт) устанавливается, что отрасль машиностроения расходила 42—45 % из общего кажующегося расхода, строительно-монтажное учреждение 16—18 %, металлургическая промышленность для получения некоторых продуктов с высокой степенью обрабатываемости 31—34 %, а остальные отрасли народного хозяйства 4—11 %.

Несмотря на то, что в отрасли машинотроения и в строительно-монтажных учреждениях расходилось более 60 % из общего проката, определились некоторые математические связи с помощью которых устанавливается в перспективе показатель расхода. Зная показатель расхода (т/мил. лей валовой продукции) можно определить потребность в прокате и уровень прокатного производства в корреляции с заданиями экспорта.

Laşcu-Simion N. und *Bucăloiu N.*, DK 669.14 : 620.178.38 : 539.431
p. 401—404

Betrachtungen über den Bruch bei Ermüdung im Bereich der hohen Spannungen beanspruchten Stähle.

Der Gesichtspunkt der Verfasser über die auf der Wöhlerschen Kurve festgestellten Unstätigkeiten sowie deren Ursachen wird vorgelegt. Zwecks Unterstützung der dargelegten Betrachtungen wurden Dauerfestigkeitsversuche bei 20 und 300°C an glatte und gekerbte Probestäbe aus einem niedriglegierten Manganstahl durchgeführt. Die Analyse der Bruchfläche der versuchten Probestäbe erfolgte auf einem elektronischen Rastermikroskop.
Es wird angenommen dass die experimentell festgestellten Unstätigkeiten auf das Vorhandensein einer Übergangszone vom Sprödbruch auf einem den Ermüdungsbeanspruchungen spezifischen Bruch zurückzuführen sind.

Szöcs Ecaterina und *Szöcs Şt.*, p. 405—410 DK 622.785

Untersuchungen betreffs Fayalitentstehung im Eisenagglomerat

Es werden die thermodynamischen Berechnungen betreffs Fayalitentstehung im Eisenagglomerat und im selbstschmelzenden Agglomerat vorgelegt, mit Bezug auf die Herstellung des selbstschmelzenden Agglomerats im Eisenwerk — Vlahiţa. Die Erzeugung von selbstschmelzendem Agglomerat ist begründet, da in Gegenwart von Kalziumoxyd nur 0,01 des Eisenoxyds sich als Fayalit gebunden befindet; praktisch befindet sich die ganze Eisenoxydmenge in freiem Zustand oder als leicht reduzierbare Verbindungen, wie Fe_3O_4, FeCaSiO .

Adrian M. und *Cazimirovici E.*, DK 621.771.016 : 621.892
p. 411—413

Untersuchungen über den Einfluss der technologischen Schmierung im Warmwalzvorgang

In der Arbeit werden die Ergebnisse der Laboratoriumsversuche über den Einfluss der Anwendung des Glasstaubes als technologisches Schmiermittel beim Warmwalzen des Stahles auf einige Parameter des Verformungsvorganges sowie auf die physikalischen und chemischen Eigenschaften der Walzwaren vorgelegt. So wurde der Einfluss der Warmschmierung auf Breitung, die Walzkräfte, die Voreilung und auf die mechanischen Festigkeitseigenschaften der gewalzten Proben untersucht. Schlussfolgernd wird die Fortsetzung der Untersuchungen überhaupt für die legierte Stähle bei denen die Anwendung der Warmschmierung wesentliche Vorteile hervorbringt, empfohlen.

Toia A., *Toţia Cornelia* und *Gostian I.* DK 669.14—427.4 : 681.32
p. 414—420

Produktionsleitungsystem mit automatischen Datenverarbeitungsmitteln im Bereich der Zugseilproduktion

Im Artikel wird die Erzeugung eines Leitungsystems für Zugseilproduktion mit automatischen Datenverarbeitungsmitteln vorgelegt. Ein mathematisches Verteilungsmodell, dass sich im Bereich der Linearprogrammierung einschreibt, wird entwickelt und die Entwurfsauffassung des Leitungsystems mit automatischen Datenverarbeitungsmitteln wird angezeigt.

Crudu I., *Ştefănescu I.*, DK 669.131.8 :620.186 : 531.43
Avram Maria, *Brătescu Cr.*, *Morait R.*,
und *Ştefănescu Gh.*, p. 421—426

Beiträge zum Studium des Einflusses des Perlittempergussgefüges auf die Antifriktionseigenschaften

In diesem ersten Teil der Arbeit werden die bei Laboratoriumsuntersuchungen für die Bestimmung der Antifriktionseigenschaften des Perlittempergusses mit verschiedene Gefüge im Vergleich mit der üblich als Antifriktionsmaterial verwendeter Bronze der Bz 14 T — Art erzielten Ergebnisse vorgelegt.

Die Versuche wurden mit sektorförmige Probestäbe für die bei diesen Versuchen unterworfenen Materialien und die zylinderrollenförmige durch Induktionsströme für eine Härte von 48—51 HRc oberflächenbehandelte Eichprobestäbe wurden aus OLC 45 — Stahl ausgeführt.
Die aus Temperguss mit lamellares Perlitgefüge bestehende Probestäbe haben ein besseres Verhalten als die aus Temperguss mit globulares Perlitgefüge ausgeführte Probestäbe erwiesen; an beiden Gusseisensorten wurde dieselbe Graphitkugelzahl festgestellt. Der Temperguss mit 40—50% Ferritgefüge und der Rest Perlit und mit einer hohen Graphitkugelzahl hat die besten Ergebnisse vom Standpunkt der Antifriktionseigenschaften aus ergeben.

Para Elisabeta, p. 427—430 DK 669.15'26'28—194 :339.44

Untersuchungen über die Metalleinsparung in der Zementindustrie durch Verwendung des legierten Chrommolybdänstahles bei der Herstellung der Mahlkörper (Kugeln)

Die Untersuchungen zwecks Erzielung von verschleissfesten Teilen wurden in den letzten Jahren intensiviert.
In der vorliegenden Arbeit werden die Ergebnisse der für die Festlegung einer Abhängigkeit zwischen Verschleissfestigkeit und Güte des verwendeten Materials unternommenen Versuche dargelegt.
Die Experimentalbestimmung des Verschleisses der aus Chrommolybdänstahl hergestellten Kugeln wurde in einer 2,3 × 11,0 m — Zementrohrmühle durchgeführt.

Voicu Letiţia, *Ghiţă Aurelia* und *Chiujdea Viorica*, DK 669.225
p. 431—433

Die quantitative Dosierung der Bestandteile der auf Grund von Ag—Cu—Cd—Zn—Ni bestehende Antifriktionslegierungen

Die Tatsache dass die Dosierung des Kupfers in Anwesenheit des Kadmiums und dass aus der gebliebenen Lösung die aufeinanderfolgende Dosierung der anderen Bestandteile möglich ist und dass dadurch die schwerfälligen Trennungen ausfallen, erteilt der Methode eine Mehreinsparung an Material und eine kurze Analysendauer.
Die Methode kann von jedem mit üblichen Geräten ausgerüstetes chemisches Laboratorium angewandt werden.

Chiţu Gh., p. 435—438 DK 621.771.2 : 669.11

Beiträge zur Festlegung bestimmter mathematischen Beziehungen mit deren Hilfe der Bedarf an Eisenwalzwaren vorherbestimmt werden kann

Als Folge der Untersuchung der Zusammenstellung des scheinbaren Walzwarenverbrauchs (Erzeugung + Einfuhr — Ausfuhr wurde festgestellt dass die Maschinenbausparte 42—45%, die Bau — Montagetätigkeit 16—18%, die Hüttenindustrie zwecks Erzielung von Erzeugnisse mit hohem Verarbeitungsgrad 31—34% und für andere Tätigkeiten der Volkswirtschaft 4—11% des gesamten scheinbaren Verbrauchs verbraucht haben.
Da die Maschinenbausparte und die Bau — Montagetätigkeit über 60% des Walzwarengesamtbetrages verbraucht haben, wurden einige mathematische Bezichungen festgestellt mit deren Hilfe die zukünftige Verbrauchzahl bestimmt werden kann.
Da die Verbrauchszahl (t/mill lei Gesamterzeugung bekannt ist, der Bedarf an Walzwaren sowie die Höhe der Eisenwalzwaren in Zusammenhang mit den Ausfuhraufträgen können bestimmt werden.

Lașcu Simion N. and *Bucăloiu N.*, DC 669.14 : 620.178.38 : 539.431
p. 401—404

Considerations regarding the fracture of fatigue stressed steel in the range of high tensions

In this work the authors'point of view is shown, regarding the discontinuities established on Wöhler's curve and their generating causes.

To support the stated considerations, fatigue tests have been performed at 20 and 300°C on smooth and notched specimens of low alloy manganese steel. The analysis of the areas of fracture of the specimens tested has been performed with an electron beam microscope. It is considered that the discontinuities experimentaly established are founded on the presence of a transition zone, from the brittle failure specific to fatigue stresses.

Szöcs Ecaterina and *Szöcs Șt.*, p. 405—410 DC 622.785

Study regarding fayalite formation in ferrous agglomerates

The paper presents thermodynamical computations regarding fayalite formation in ferrous and self-smelting agglomerates, in connection with self-smelting agglomerate making in Iron Works — Vlahița. Self-smelting agglomerate making is justified, since in presence of calcium oxide only about 0.01% out of the ferrous oxide is bound as fayalite; the whole amount of ferrous oxide is, practically, in free state, or as easily reducible combinations like Fe_2O_4 and $FeCaSiO_4$.

Adrian M. and *Cazimirovici E.*, DC 621.771.016 : 621.892
p. 411—413

Researches regarding the influence of technologic lubrication in the hot roll mill process

In this work, the results obtained in laboratory experimental conditions, are shown regarding the influence of the powdered glass as technologic lubricant in the hot rolling of steel, upon some parameters of the strain process as well as upon the physic and mechanic characteristics of the rolled mill products.

Thus, investigations have been made on the influence of hot lubrication upon the lateral spread, the roll forces, the forward slip and the properties of mechanic resistance of the rolled mill specimens.

It is suggested, in conclusion, to continue the researches. especially for the alloyed steel for which the utilisation of hot lubrication brings important advantages.

Toia A., *Toția Cornelia* and *Gostian I.* DC 669.14—427.4 : 681.32
p. 413—420

Production management system with automate data-processing means in the field of pull-rope manufacturing

The paper presents a system for management of pullrope manufacturing based on automate data-processing means. A mathematical allocation model, pertaining to linear programming, is developed and design solution for the management system with automate data-processing means is outlined.

Crudu I., *Ștefănescu I.*, *Avram Maria*, *Brătescu C.*, *Morait R.* and *Ștefănescu Gh.*, DC 669.131.8 :620.186 : 531.43
p. 421—426

Contributions to the study regarding the influence of the structure of perlitic malleable iron upon the anti-friction properties

In this first part of the work, the authors present the results obtained in the laboratory experiments, for the determination of anti-friction properties of the perlitic malleable iron, with various structures comparatively to the bronze Bz 14 T, usually used as an anti-friction material.

The tests have been accomplished using specimens having a sector of circle form, for the materials subjected to these tests, while the standard specimens having a roll form of OLC 45, have been surface treated by induction current at a 48—51 HRC hardness.

The malleable iron specimens with lamellar perlitic structure, hold a better behaviour than those performed in malleable iron with globular perlitic structure; both types of iron had the same graphite nodules number.

As well, malleable, iron with structure of 40—50% ferrite and the rest of perlite having a great number of graphite nodules, has shown the best results concerning the anti-friction properties.

Para Elisabeta, p. 427—430 DC 669.15'26'28—194 : 339.44

Researches regarding the reduction of the specific consumption of metal in the cement industry by utilisation of chromium-molybdenum alloyed steel for the fabrication of grinding balls

During the last years the researches have been intensified in view to obtain wear resistant pieces.

In the present work, the results of experiments are shown, so as to establish a dependence between the wear resistance and the quality of the material employed.

The experimental wear determination of the chromium — molybden steel balls has been carried out in a cement tubular mill type 2,3 × 11,0 cm.

Voicu Letiția, Ghiță Aurelia and *Chiujdea Viorica*, DC 669.225
p. 431—433

The quantitative determination of the components of the anti-friction alloys containing Ag—Cu—Cd—Zn—Ni.

The work presents a quick and sure method of determination of anti-friction alloys containing Ag—Cu—Cd—Zn—Ni.

The fact that cooper determination in the presence of cadmium is possible, and from the remaining solution, succesive determination of other elements have been performed, eliminating, the difficult separations-confers to the method a greater economy of material and a shorter time required for the analysis.

The method can be used by any laboratory provided with common apparatus.

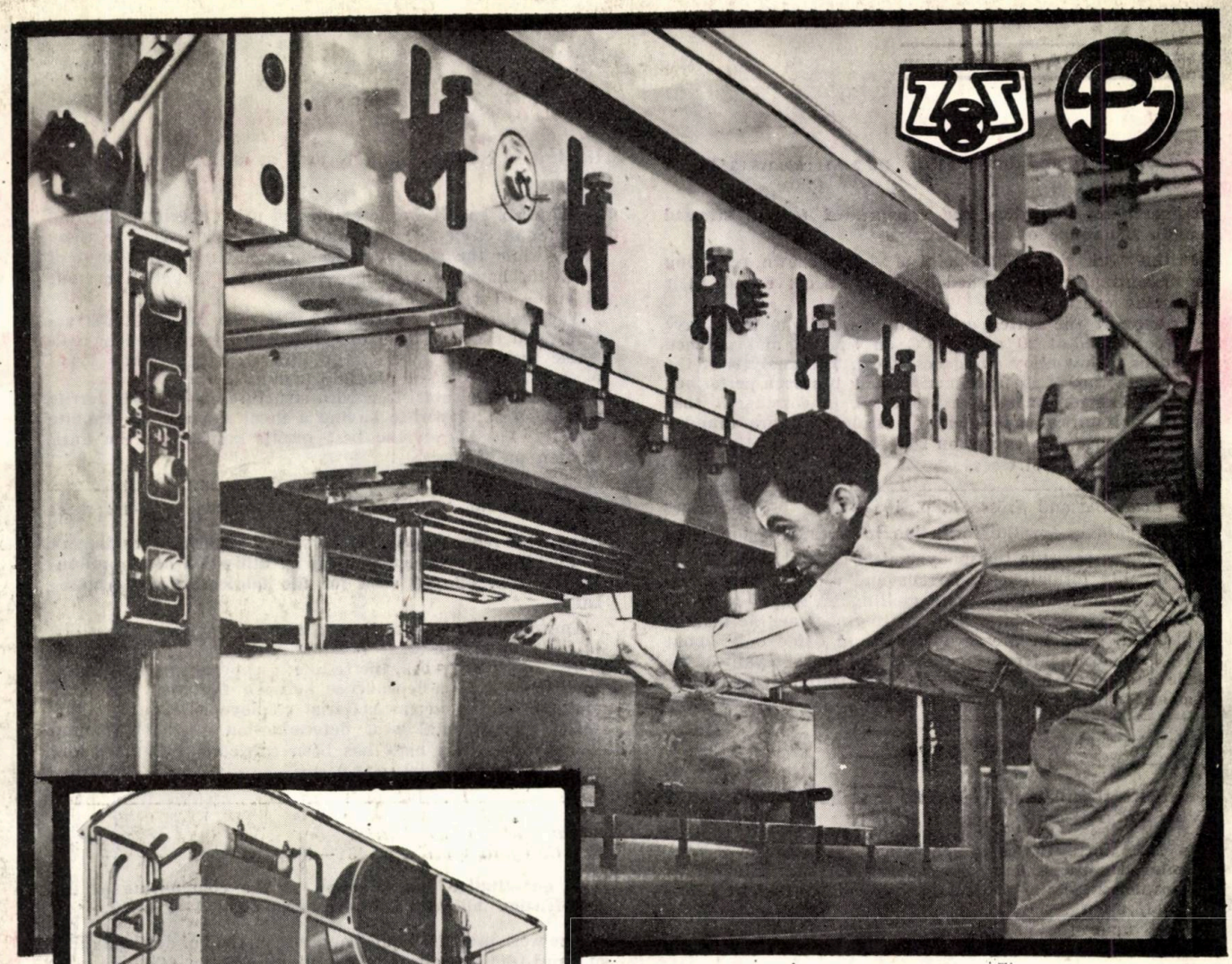
Chițu Gh., p. 435—438 DC 621.771.2 : 669.11

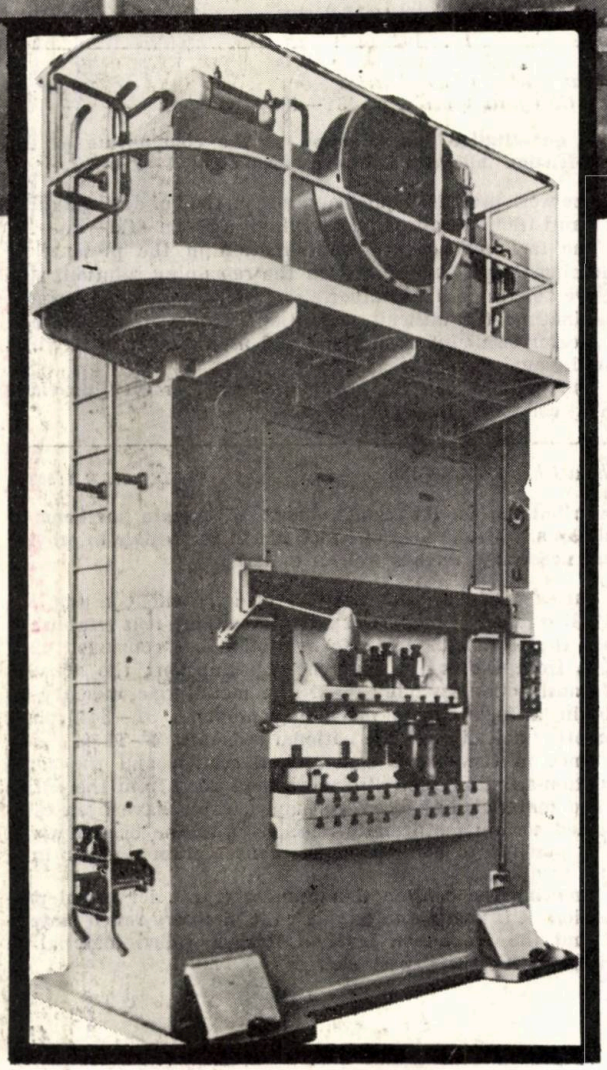
Contributions to the establishment of certain mathematic relations, with the help of which it will be possible to provide the necessary ferrous rolled material

Subsequently to the analysis of apparent consumption of rolled material (import-export-production), it is established that the section of engine construction has consumed 42—45% from the entire apparent consumption; the activity of construction-assembly 16—18%; metallurgic industry to obtain a high degree machining products 31—34%, and for other activities of the national economy, 4—11%.

Since in the engine construction section and the construction-assembby activity, more than 60% from the entire rolled material, has been consumed, there have been established certain mathematic relations with the help of which it is possible to accomplish the consumption number in a long term plan.

Knowing the consumption number (t/mil. lei global production) it is possible to establish the necesary rolled material and the production level of ferrous rolled material in relation with the export charges.





Presarea — decuparea — îndoirea la rece şi la cald a oţelului şi aliajelor de cupru

Presă universală cu două biele pentru producţia de serie şi unicală

Gamă întinsă de procedee de fabricaţie

Presarea pieselor voluminoase chiar cu scule multiple

Constructorul gamei de prese LUD
— Strojáreň Piesok : LUD 125, 200, 315
Ždárské strojírny : LUD 500, 800

Fiecare presă este construită în două variante, în funcţie de lăţimea dintre glisierele berbecului

Tropicalizare la cerere

LUD

Strojimport

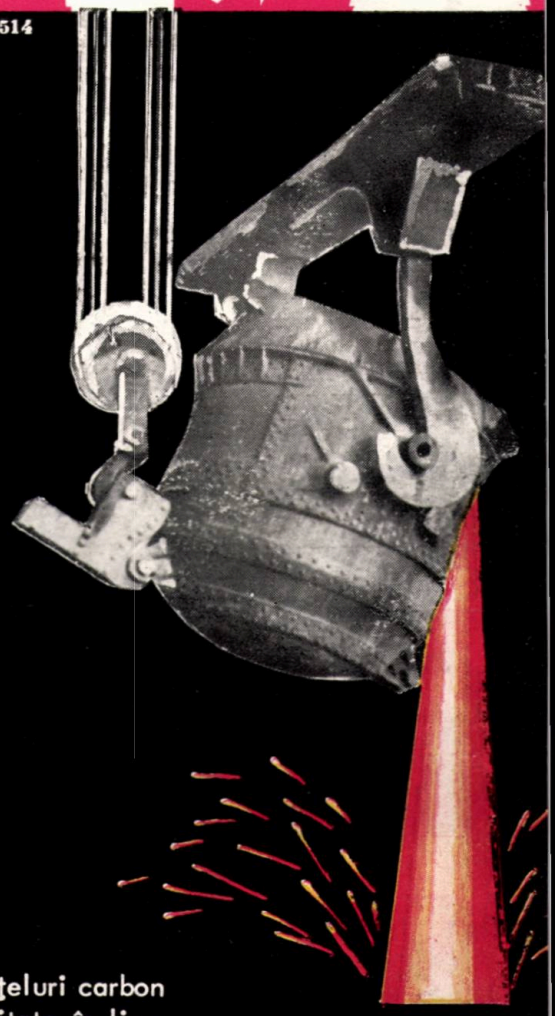
Exportator: STROJIMPORT S.A. Vinohradská 184, Praga 3
R. S. Cehoslovacă Telex 12 22 41, Telefon 713

PUBLICOM

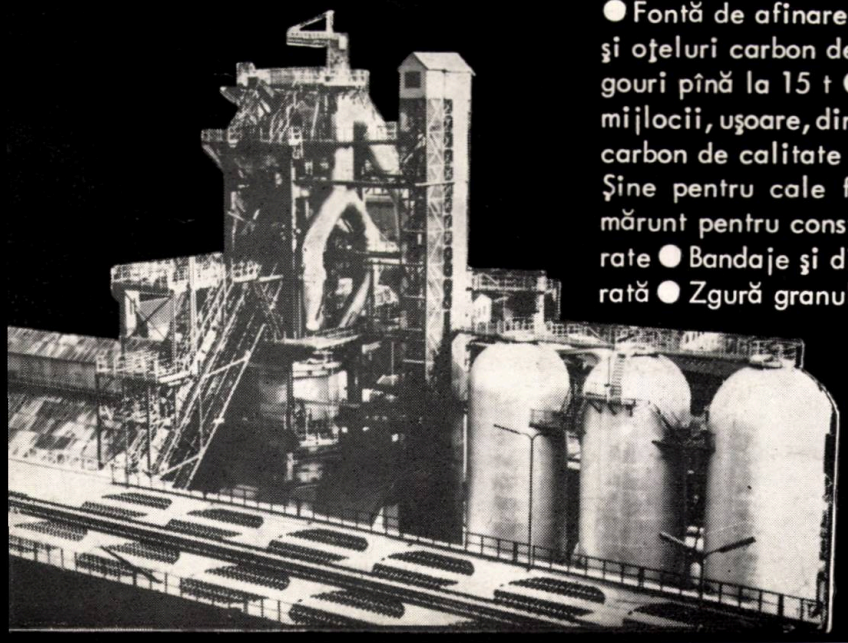
COMBINATUL SIDERURGIC

REȘIȚA

Adresa telegrafică: Contsid—Reșița ● Telefon: 11883; 12152; 11882; 13033 ● Telex: 013514
Reg com.: 4298/1954 București—România ● Cont: B.N.R.S.R. Reșița 30.05.80.00

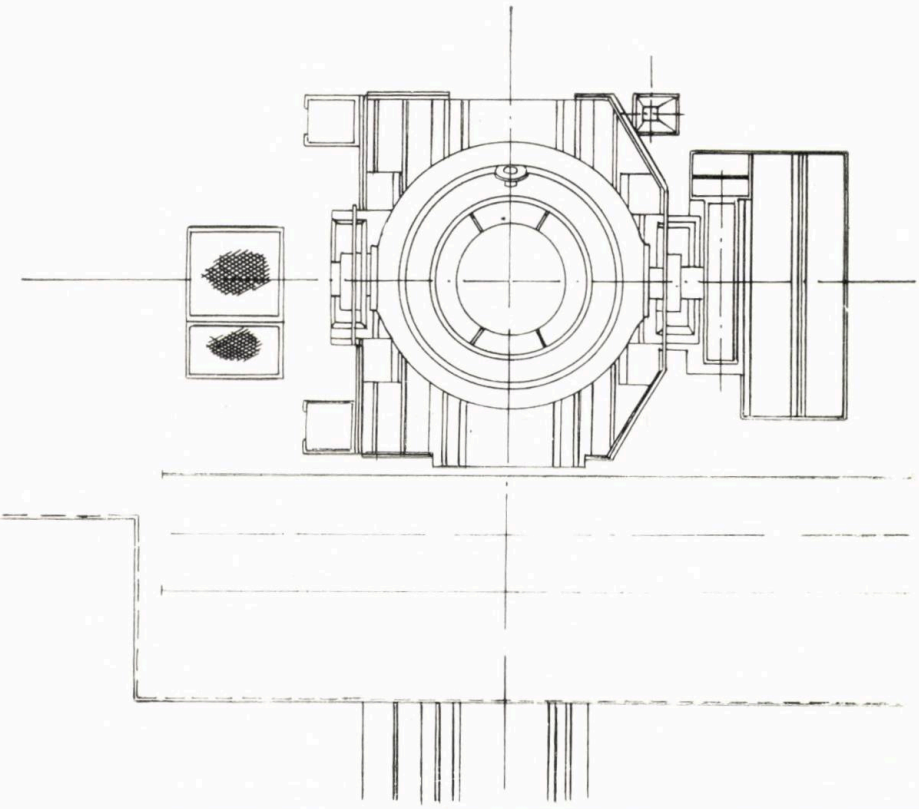


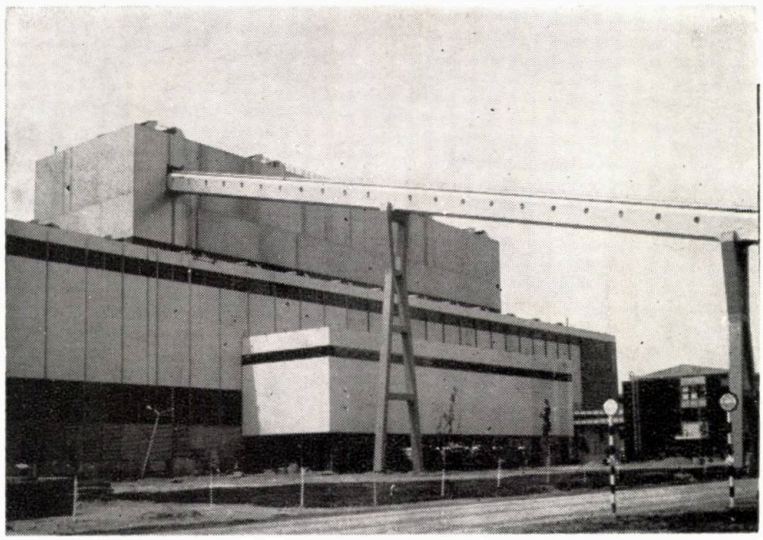
● Fontă de afinare ● Oțeluri carbon și oțeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 t ● Profile grele, mijlocii, ușoare, din oțel carbon, oțel carbon de calitate și oțeluri aliate ● Șine pentru cale ferată ● Material mărunt pentru construcția căilor ferate ● Bandaje și discuri de cale ferată ● Zgură granulată de furnal

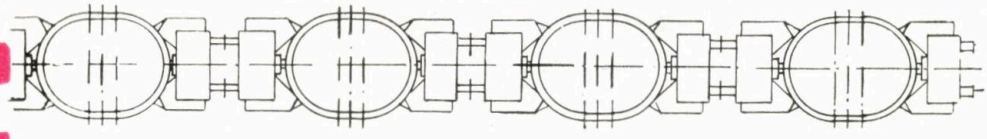


COMBINATUL SIDERURGIC Reșița

IPROMET







TITUTUL DE PROIECTARE
HNOLOGICĂ DE UZINE ŞI
TALAŢII METALURGICE

reşti 45, str, 13 Decembrie 20, tel 13.37 58

PROVIDES DESIGNING FOR

INTEGRATED IRON AND STEEL WORKS ● IRON ORES SINTERING PLANTS ● COKE-OVEN PLANTS ● BLAST-FURNACES ● STEEL MILLS ● REFRACTORIES PLANTS ● FOUNDRIES FOR HEAVY CASTINGS ● ENERGY SERVICES IN IRON AND STEEL WORKS (BLOWERS, COMPRESSED AIR AND OXYGEN STATIONS, ELECTRICAL AND HYDROTECHNICAL SYSTEMS, A.S.O.) ● IRON AND STEEL WORKS EQUIPMENT

DESIGNING WORK - ENGINEERING - TECHNICAL ASSISTANCE

CSH

vă oferă

profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate aliate şi slab aliate

● rotunde cu diametrul de 10—180 mm ● cornier de 20x20—150x150 mm ● I 18—I 24 ● U 9,5—U 24 ● late de 20x5—200x20 mm ● benzi laminate la cald de 200x2—500x5 mm ● ţagle, blumuri pentru forje, de 70 x 70—400 x 400 mm ● oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald ● profile speciale pentru armături pe mină pentru talpa şenilei de tractor etc.

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel:1075-1077-1450-2533-2934

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.55

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

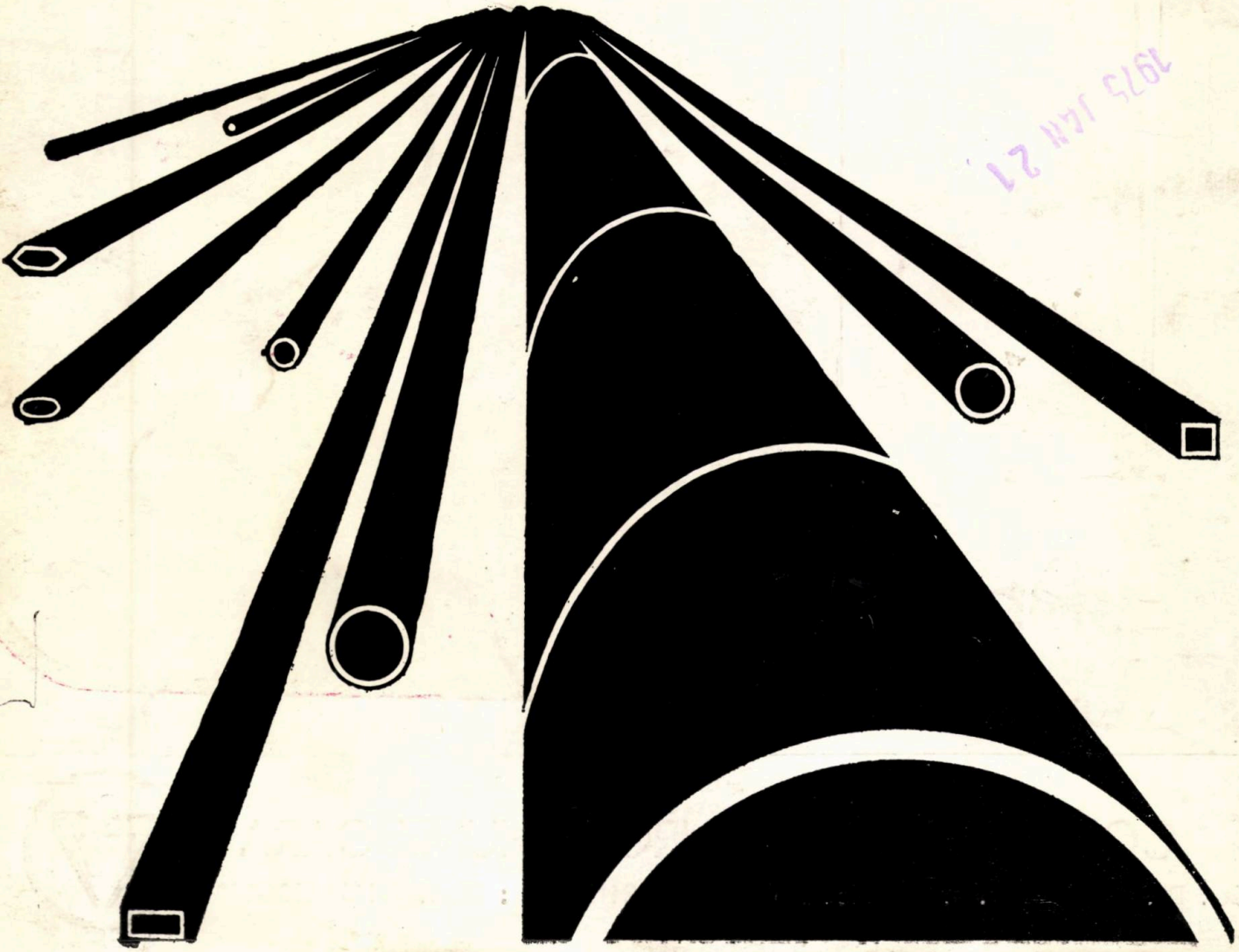
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi construcţii de maşini:
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  - ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1 020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTA:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



3280

R

METALURGIA

REFERÁLVA

7

Editor: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ
PENTRU INDUSTRIA METALURGICĂ

Vă oferă

profile laminate din oțeluri carbon calmate, semicalmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitate aliate și slab aliate

● rotunde cu diametrul de 10—180 mm ● cornier de 20x20—150x150 mm ● I 18—I 24 ● U 9,5—U 24 ● late de 20x5—200x20 mm ● benzi laminate la cald de 200x2—500x5 mm ● țagle, blumuri pentru forje, de 70 x 70—400x400 mm ● oțel beton cu profil periodic laminat la cald, oțel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald ● profile speciale pentru armături pe mină pentru talpa șenilei de tractor etc.

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8 Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel:1075-1077-1450-2533-2934

METALURGIA

Anul 26 Nr. 7 iulie 1974

CUPRINS

Prisecaru I. : **25 ani de activitate în domeniul proiectării de uzine şi instalaţii metalurgice.** . . . 457

STUDII ŞI CERCETĂRI

Pilly N. : **Poluarea apelor reziduale în cazul folosirii în furnal a brichetelor cărbunoase necoesificate** 462

Stoian Leonard : **Cercetări efectuate în vederea realizării tablelor de oţel placate cu oţel inoxidabil austenitic.** 465

Crudu I., Ştefănescu I., Avram M., Brătescu Cr., Morait R. şi *Ştefănescu Gh* : **Contribuţii la studiul influenţei structurii unor fonte maleabile perlitice aliate asupra proprietăţilor de antifricţiune (II)** 473

Şontea S., Murareţu Gh. şi *Drăgănescu D.* : **Cercetări experimentale în legătură cu utilizarea deşeurilor din oţel pentru fabricarea fontei cu grafit nodular.** 476

Georgescu C. şi *Roman Rodica* : **Unele aspecte privind aportul caloric extern şi folosirea oxigenului la topirea în suspensie a şarjelor cuproase.** 482

Calistru C. şi *Grigoriu I.* : **Modelarea procesului de prăjire a piritelor. Stabilirea metodelor macrocinetice şi matematice.** 489

Stoian Leonida : **Vitezele optime în reţelele instalaţiilor de ardere ale cuptoarelor** 496

ACTUALITĂŢI

Chiriţescu D. F., Bălăeanu Zoe şi *Nestor C.* : **Consideraţii privind alegerea schemelor de alimentare cu energie electrică a cuptoarelor cu arc** 499

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Lederer A. : **Studiul actual al laminoarelor slebing (II)** 502

RECENZII

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

COMITETUL DE REDACȚIE

A. ANTONESCU, C. AVRAM, ȘT. CARDALEF, V. CHIRIȚĂ, VL. DAVID, A. DIJMĂRESCU, CTIN. DRAGOMIR, I. DRĂGAN, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. GROSU, VL. HOLBAN, A. IEREMIA, B. KONCZ, P. MARCU, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, IG. PAVONI, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Academiei 7, Sector 1. Telefon: 13.09.25 Abonamentele se primesc la administrația revistei. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni, ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul — Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23—25, Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D. G. P. T. nr. 560/426/1969

I. P. I. c. 1311

42 406

SOMMAIRE

) 669.1.013.5 :62.001.13

risecaru I. : **25 années d'activité dans le domaine de la projection d'usines et d'installations métallurgiques.**

:talurgia 26 (1974), nr. 7, p. 457–461

) 669.162.16 :628.3

illy N. : **Pollution des eaux résiduaires au cas ou l'on utilise des briquettes charbonneu ses non-cockéfiées dans le haut fourneau.**

talurgia 26 (1974), nr. 7, p. 462–464

669.14–415 : 669.14.018.8 : 621.793

oian Leonard : **Recherches effectuées en vue de la fabrication des tôles d'acier plaquées en acier inoxydable austénitique.**

talurgia 26(1974), nr. 7, p. 465–472

669.131.8 : 531.43 :620.186

udu I., Ştefănescu I., Avram M., Brătescu Cr., Morait R. et *fănescu Gh.* : **Contributions à l'étude de l'influence de la structure de certaines fontes malléables perlitiques alliées sur les propriétés d'antifriction (II).**

:alurgia 26 (1974), nr. 7, p. 473–475

669.131.7 :669.14.002.68

ulea S., Murareţu Gh. et *Drăgănescu D.* : **Essais experimentaux concernant l'utilisation des grenailles d'acier à la fabrication de la fonte au graphite sphéroïdal.**

alurgia 26 (1974), nr. 7, p. 476–481

669.332 : 66.096.5

rgescu C. et *Roman Rodica* : **Certains aspects concernant l'apport de chaleur externe et l'utilisation de l'oxygène à la fusion par fluidisation des charges cuivreuses.**

ılurgia 26 (1974), nr. 7, p. 482–488

361.242.2 : 662.782.001.57

istru C. et *Grigoriu I.* : **Modelage du processus de grillage des pyrites. Détérmination des modèles macrocinétiques et mathématiques.**

lurgia 26 (1974), nr. 7, p. 489–495

669.0.41

an Leonida : **Les vitesses optimales dans les réseaux des conduites de combustion des fours.**

lurgis 26 (1974), nr. 7, p. 496–498

69.041.38 : 621.365.2

iţescu D. F., Bălăeanu Zoe et *Nestor C.* : **Considérations concérnant le choix des schémas d'alimentation d'énergie électrique des fours à arc électrique.**

urgia 26 (1974), nr. 7, p. 499–501

21.771.22

rer A. : **Le stade actuel des laminoirs à brames (II).**

urgia 26 (1974), nr. 7, p. 502–510

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 5669.1.013.5 : 62.001.13

Присекару И.: **25 лет деятельности в области проект рования металлургических заводов и оборуд ваний.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 457–461

ДК 669.162.16 :628.3

Пилли Н.: **Загрязнение сточных вод при использ вании в доменной печи некоксифицированн углеродистых брикетов.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 462–464

ДК 669.14–415 :669.14.018.8 :621.793

Стоян Леонард: **Исследования проведенные в связи производством листовой стали плакирован нержавеющей аустенитной сталью.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 465–472

ДК 669.131.8 : 531.43 :620.186

Круду И., Штефэнеску И., Аврам М., Брэтеску К Мораит Р. и *Штефэнеску Ф.:* **Вклады в изуче влияния структуры некоторых перлитных ков легированных чугунов на антифрикцион свойства (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 473–475

ДК 669.131.7 : 669.14.002.68

Шонтя С., Мурарецу Г. и *Дрэгэнеску Д.:* **Эксперим тальные исследования в связи с использован стальных отходов при выплавке чугуна с сфер дальным графитом.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 476–481

ДК 669.332 :66.096.5

Джорджеску К. и *Роман Родика:* **Некоторые аспект связи с внешним калорийным приходом и исп зование кислорода при выплавке в звешен состоянии медных шихт.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 482–488

ДК 661.242.2 :622.782.001.57

Калистру К. и *Григориу И.:* **Моделирование проц обжига огарков, установление макроки ческих и математических моделей.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 489–495

ДК 669.041

Стоян Леонида: **Оптимальные скорости в сетях у новок для горения печей.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 496–498

ДК 869.041.38 :621.365.2

Кирицеску Д. Фл., Бэлэяну Зое и *Нестор К.:* **бражения в связи с выбором схем снабж дуговых печей электрической энергий.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 499–501

ДК 621.771.22

Ледерер А.: **Современное положение слябингов**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 502–510

INHALT

DK 669.1.013.5 : 62.001.13

Prisecaru I. : **25 Jahre Tätigkeit im Bereich der Projektierung von Hüttenwerken und Hüttenanlagen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 457–461

DK 669.162.16 :628.3

Pilly N. : **Verunreinigung der Abwässer bei Verwendung von unverkokte Kohlenbrikette im Hochofen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 461–464

DK 669.14–415 :669.14.018.8 :621.793

Stoian Leonard : **Untersuchungen über die Herstellung der mit austenitischem nichtrostendem Stahl plattierten Stahlbleche.**

Metalurgia, 26 (1974), nr. 7, p. 465–472

DK 669.131.8 :531.43 :620.186

Crudu I., Ştefănescu I., Avram M., Brătescu Cr., Morait R. und *Ştefănescu Gh.* : **Beiträge zum Studium des Einflusses des Gefüges der legierten, perlitischen Tempergüsse auf die Antifriktions-Eigenschaften (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 473–475

DK 669.131.7 : 669.14.002.68

Şontea S., Murareţu Gh. und *Drăgănescu D.* : **Experimentaluntersuchungen über die Verwendung des Stahlschrottes bei der Herstellung des Kugelgraphit-Gusseisens.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 476–481

DK 669.332. :66.096.5

Georgescu C. und *Roman Rodica* : **Einige Gesichtspunkte über die Aussenwärmezufuhr und die Verwendung des Sauerstoffes bei Schwebeschmelzende Kupfereinsätze.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 482–488

DK 661.242.2 : 622.782.001.57

Calistru C. und *Grigoriu I.* : **Modellierung des Pyritröstprozesses. Bestimmung der makrokinetischen und mathematischen Modelle.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 489–495

DK 669.041

Stoian Leonida : **Die Optimalgeschwindigkeiten in die Rohrnetze der Feuerungsanlagen der Öfen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 496–498

DK 669.041.38 : 621.365.2

Chiriţescu D.F., Bălăeanu Zoe und *Nestor C.* : **Betrachtungen über die Wahl der Sromversorgungsschaltungen der Lichtbogenelektroöfen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 499–501

DK 621.771.22

Lederer A. : **Der heutige Stand der Brammemwalzwerke (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 502–510

CONTENTS

DC 669.1.013.5 : 62.001.13

Prisecaru I. : **25 years of activity in the field of plant desig and metallurgical installations.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 457–461

DC 669.162.16 : 628.3

Pilly N. : **The pollution of sewage, when using uncoke carbonaceous briquettes in furnace.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 461–464

DC 669l.14–415 :669.14.018.8 :621.793

Stoian Leonard : **Researches regarding the realisation of cla plate steel with austenitic stainless steel.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 465–472

DC 669.131.8 :531.43 : 620.186

Crudu I., Ştefănescu I., Avram M., Brătescu Cr., Morait I and *Ştefănescu Gh.* : **Contributions to the study structure influence of alloy perlitic malleable iro on the antifriction properties (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 473–475

DC 669.131.7 : 669.14.002.68

Şontea S., Murareţu Gh. and *Drăgănescu D.* : **Experiment researches related to the steel scrap utilisation, f ductile cast iron production.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 476–481

DC 669.332 :66.096.5

Georgescu C. and *Roman Rodica* : **Some aspects regardi the external heat evolved and oxygen utilisation f the suspension fusion of copper batches.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 482–488

DC 661.242.2 :622.782.001.57

Calistru C. and *Grigoriu I.* : **The modelling of pyrites calcin tion process. The establishment oh macrokinet and mathematic models.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 489–495

DC 669.041

Stoian Leonida : **Optimal velocity in combustion installati pipeworks of furnaces.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 496–498

DC 669.041.38 : 621.265.2

Chiriţescu D.F., Bălăeanu Zoe and *Nestor C.* : **Considerations regarding the selection of electr power supply schedule of arc furnaces.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 499–501

DC 621.771.22

Lederer A. : **The present stage of slabbing rolling mill (I**

Metalurgia 26 (1974), nr. 7, p. 501–510

METALURGIA 7 1974

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

25 de ani de activitate în domeniul proiectării de uzine şi instalaţii metalurgice

Ing. I. Prisecaru
Institutul de proiectare tehnologică
de uzine şi instalaţii metalurgice — Bucureşti

CZ 669.1.013.5 :62,.001.13

La 1 ianuarie 1974 s-au împlinit 25 de ani de la înfiinţarea primului institut de proiectări din ţara noastră, sub denumirea de Institutul de Proiectări Industriale.

Crearea institutului în această perioadă a fost o urmare firească a transformărilor care au avut loc în ţara noastră după preluarea puterii de către clasa muncitoare.

Odată cu naţionalizarea industriei şi cu elaborarea primului plan de stat pe anul 1949 s-a pus pentru prima oară în ţara noastră problema întocmirii unor proiecte complexe, care să îmbrăţişeze toate ramurile tehnicii şi să cuprindă toate sectoarele economiei naţionale. Pînă atunci activitatea de proiectare se limita la domenii restrînse, în special la construcţii şi instalaţii. Ea se desfăşura în serviciile tehnice ale unor întreprinderi de stat, în birourile similare din cîteva uzine şi la cîteva antreprize de construcţii.

Majoritatea uzinelor din ţară au fost construite pînă în anul 1949 fie pe bază de proiecte elaborate peste hotare, fie pe bază de proiecte improvizate, iar dezvoltările uzinelor s-au făcut prin completări sau adăugiri dictate de conjunctură, fără un plan organic de dezvoltare şi fără o raportare la interesele mari şi permanente ale economiei naţionale.

Prin planurile de stat pe anii 1949 şi 1950 şi apoi prin primul plan cincinal s-au prevăzut lucrări de investiţii avînd ca scop să asigure funcţionarea unităţilor existente, completarea lipsurilor grave ale unor ramuri de producţie, armonizarea uzinelor existente şi construirea de unităţi noi care să corespundă exigenţelor tehnicii moderne.

Înfiinţarea unui institut de proiectare devenea astfel o condiţie necesară pentru dezvoltarea planificată a economiei naţionale. In aceste împrejurări a luat fiinţă la 1 ianuarie 1949 Institutul de Proiectări Industriale (I.P.I.). Dezvoltarea noului institut a fost rapidă, acesta ajungînd să cuprindă la începutul anului 1950 un efectiv de circa 700 salariaţi, organizaţi în două sectoare : sectorul de construcţii de fabrici şi sectorul pentru proiectarea de utilaje şi maşini.

Proiectarea în cadrul unui institut complex impunea, în primul rînd, o schimbare a activităţii de concepţie tehnică prin apariţia tehnologiei ca element director. Construcţiile, instalaţiile, utilajele şi maşinile trebuiau proiectate astfel ca ele să corespundă tehnologiei alese şi să conducă la rezultate optime pentru ansamblul unui combinat, unei uzine sau al unei unităţi funcţionale. În al doilea rînd se impunea ca soluţiile tehnice adoptate să conducă la rezultate economice cît mai bune pe ansamblul economiei naţionale. Un orizont nou se deschidea în faţa proiectanţilor institutului atît în ce priveşte

complexitatea și amploarea problemelor tratate, cît și coordonarea materialului proiectat într-o unitate de sine stătătoare : combinat, fabrică, atelier etc.

În anul 1950, față de dezvoltarea impetuoasă a lucrărilor de investiții, o parte importantă din sectorul de utilaje și mașini s-a desprins formînd un institut specializat în proiectarea mașinilor (IPROM). În aceeași perioadă au fost înființate institutele de proiectări IPROCHIM și IPIU, prin transferarea de cadre de la I.P.I.

Se poate spune deci că institutele înființate ulterior s-au dezvoltat în jurul nucleului de tehnicieni formați în institutul nostru.

La sfîrșitul anului 1950, Institutul de Proiectări Industriale își schimbă denumirea în IPROMET și preia sarcina de a proiecta uzine și instalații siderurgice și metalurgice prelucrătoare, precum și fabrici de materiale refractare pentru siderurgie și alte ramuri. Prin specializarea institutului s-au creat astfel condiții noi pentru ridicarea nivelului tehnic al soluțiilor și pentru perfecționarea organizatorică a institutului.

Alinierea activității de concepție tehnică la nivelul impus de sarcinile primelor noastre planuri de stat a necesitat din partea proiectanților un efort deosebit de documentare tehnică și de asimilare a metodologiei de proiectare.

Prin munca entuziastă și organizată institutul nostru a reușit să învingă dificultățile inerente începutului, acumulînd an de an experiența necesară rezolvării problemelor de complexitate crescîndă, ridicate de proiectarea obiectivelor siderurgice din țara noastră la nivelul tehnicii mondiale.

Conferința Națională a P.C.R. arătase încă din 1945 că în regiunea Hunedoara, odată cu punerea în funcțiune a uzinelor și creșterea producției de cărbuni din Valea Jiului, va putea fi organizată o producție industrială complexă de cocs metalurgic, fontă, oțel și laminate, precum și o industrie chimică bazată pe valorificarea complexă a produselor auxiliare de cocsificare.

Unul din primele obiective ale institutului a fost sistematizarea și dezvoltarea micii uzine metalurgice de la Hunedoara, prin reconstruirea pe noi baze a principalelor agregate și instalații și prin valorificarea superioară a bazei interne de materii prime.

Pe baza proiectelor elaborate de IPROMET au început să intre în funcțiune importante capacități de producție la Hunedoara, Reșița, Călan și Cîmpia Turzii, ca și în alte centre industriale.

Una din primele realizări a fost proiectarea furnalului de 450 m³ de la Hunedoara, intrat în funcțiune în 1952 și dotat cu un grad avansat de mecanizare și automatizare, realizare pentru care institutul a fost distins cu premiul de stat.

Pentru a asigura baza de materii prime necesară furnalelor (minereu și cocs) s-a trecut la proiectarea fabricii de aglomerare a minereurilor și a uzinei cocsochimice, care s-au pus în funcțiune în perioada 1954—1955.

Pe baza proiectelor elaborate de IPROMET au intrat apoi în funcțiune, în 1956, furnalul de 700 m³ de la Hunedoara și laminorul de platine de la uzinele Oțelul Roșu. Lucrări deosebit de importante s-au mai desfășurat pentru proiectarea laminorului de tablă subțire de la Galați, dotat cu utilaje și agregate de mare tehnicitate.

Un examen greu pentru proiectanți a fost elaborarea proiectelor pentru oțelăria S.M. nouă de la Hunedoara și pentru cea de la Reșița, dotate cu cuptoare de mare capacitate, ambele intrate în funcțiune în 1958.

Lucrările mari de proiectare desfășurate în cadrul celui de-al doilea plan cincinal sînt concretizate, de asemenea, prin realizarea la Hunedoara a laminorului bluming, intrat în funcțiune în cursul anului 1958, și a laminorului de 650 mm, intrat în funcțiune în 1959.

Totodată institutul nostru a coordonat și elaborat, în calitate de proiectant general pentru instalațiile industriale exportate, o serie de proiecte pentru centrale termoelectrice construite peste hotare, dintre care menționăm : Centrala rafinăriei de la Gauhati (India) și centralele electrice pentru R.P. Chineză.

Paralel cu proiectele pentru dezvoltarea combinatelor și uzinelor siderurgice au fost elaborate proiecte pentru modernizarea și mărirea capacităților de producție ale uzinelor constructoare de mașini, dintre care menționăm

uzinele „Tractorul" și „Steagul Roșu" din Brașov, Uzinele constructoare de mașini din Reșița, Uzina mecanică din Sinaia, uzinele din Colibași, Arad, Timișoara, Sibiu. De asemenea, au fost elaborate proiecte pentru dezvoltarea și modernizarea fabricilor de produse refractare, necesare siderurgiei, aflate la Aleșd, Turda, Brașov, Cristian, Azuga ș.a.

Legătura permanentă cu terenul a fost menținută de institut încă de la primele agregate puse în funcțiune. Permanențele IPROMET pe lîngă marile șantiere siderurgice de la Hunedoara și Reșița, înființate în 1951—1952, s-au dezvoltat ca filiale care rezolvau unele probleme de proiectare direct pe șantier.

Sarcinile de plan privind dezvoltarea industriei siderurgice în țara noastră au creat condiții pentru specializarea în continuare a institutului, prin prelucrarea în 1959 de către I.P.L.—desprins și acesta tot din IPROMET — a proiectării de laminoare.

Pe baza proiectelor elaborate în IPROMET au intrat în funcțiune agregate și instalații de mare tehnicitate ca furnalele de 700 m³ de la Reșița, furnalele de 1 000 m³ de la Hunedoara, noile fabrici de aglomerare a minereului de fier de la Reșița și Hunedoara, cuptoarele S.M. de 400 t de la oțelăria nouă de la Hunedoara, turnătoria de lingotiere de la Călan etc.

În 1960 Institutul a abordat, în calitate de proiectant general, problema proiectării noului combinat siderurgic de la Galați, care urmează să producă în etapa finală 10,5 mil.t oțel anual. Proiectarea acestui nou și mare ansamblu siderurgic la nivelul tehnicii celei mai înalte a pus în fața lucrătorilor institutului sarcina de a rezolva probleme deosebit de complexe și de înaltă tehnicitate. Acest combinat este dotat cu patru furnale de 1 700 m³, care prin parametrii proiectați se înscriu pe treapta superioară a realizărilor pe plan mondial. Prepararea înaintată a încărcăturii furnalelor se face prin instalații de omogenizare și prin benzi de aglomerare de 156 m². Oțelăria combinatului este dotată cu trei convertizoare cu oxigen de 130—150 t. Adoptarea acestei soluții prezintă o serie de avantaje: investiție specifică redusă, productivitate ridicată, costuri de producție scăzute.

Tot pentru C.S.G. s-a proiectat de către IPROMET o uzină cocsochimică cu șase baterii de cuptoare și o producție de 2,6 mil.t cocs, folosind un procent relativ mare de materii prime indigene; primele două baterii au intrat în funcțiune din 1973.

Producția de oțel a țării va atinge la finele planului cincinal 10—10,5 mil. t, ceea ce reprezintă peste 460 kg/locuitor. Pentru atingerea acestei cifre au fost proiectate noi și importante capacități de producție. Astfel la Combinatul siderurgic—Galați va intra în funcțiune în 1974—1975 o a doua oțelărie LD cu trei convertizoare de 150 t, prevăzută cu utilaje fabricate în țară; noua oțelărie urmează a fi cuplată cu o instalație de turnare continuă de mare capacitate.

Concomitent cu proiectarea agregatelor care asigură creșterea producției de fontă și oțel a fost abordată și problema dezvoltării producției de oțeluri speciale și aliate. In acest scop au fost proiectate în ultimii zece ani oțelării electrice cu cuptoare de capacități diferite. În 1966 a intrat în funcțiune oțelăria Uzinei de mașini grele—București dotată cu cuptoare de 50 t, iar în 1969, o nouă capacitate de producție la oțelăria electrică de la C.S.H., constînd din două cuptoare de 50 t.

În 1973 a intrat în funcțiune Uzina de oțeluri aliate—Tîrgoviște, prevăzută cu cuptoare electrice de 50 și 100 t, cu o producție finală de 630 000 t/an, reprezentînd oțeluri aliate pentru construcții, oțeluri de scule și înalt aliate; uzina, destinată a fi principalul furnizor de oțeluri superioare pentru necesitățile industriei constructoare de mașini, este dotată și cu o forjă de blocuri și bare pentru oțeluri de scule și înalt aliate, la care se adaugă laminoarele de profile proiectate de IPROLAM. La uzina Oțelul Roșu este în curs de realizare o oțelărie electrică cu cuptoare de 50 și 100 t, cuplată cu două instalații de turnare continuă. La Combinatul siderurgic — Galați a intrat în funcțiune în acest an o oțelărie electrică cu două cuptoare de 50 t, destinată pentru elaborarea oțelurilor electrice silicioase, inoxidabile și refractare.

Unul din noile și importantele obiective ale cincinalului actual, proiectate de IPROMET, este Uzina de feroaliaje de la Tulcea care va acoperi necesarul de feroaliaje al industriei siderurgice, economisindu-se importuri substanțiale.

Pentru corelarea producției de materiale refractare cu aceea de produse siderurgice, IPROMET a elaborat proiectele necesare de extindere și modernizare a fabricilor existente la data înființării institutului. Astfel au fost reconstruite și modernizate fabricile de la Azuga, Aleșd, Pleașa (Ploiești), Răsăritul din Brașov, Vulturul din Comarnic ca și din alte localități. În 1965 a intrat în funcțiune noua fabrică de refractare de la Alba Iulia cu o capacitate de circa 100 000 t cărămizi și circa 150 000 t de șamotă, iar în 1968 a început să producă noua fabrică de dolomită de la Zlași — Hunedoara care va produce și dolomită sinterizată necesară fabricii de blocuri dolomitice pentru convertizoarele LD de la Galați.

Pentru acoperirea necesarului de electrozi și produse refractare cărbunoase în 1970 a intrat în funcțiune, pe baza proiectelor IPROMET, Fabrica de produse cărbunoase (electrozi siderurgici, anozi, blocuri carbonice, paste carbonice etc.) de la Slatina, prevăzută cu utilaje și fluxuri tehnologice moderne de mare productivitate. Pentru satisfacerea necesarului de produse refractare speciale de înaltă refractaritate, rezistente la temperaturi pînă la 1 600°C, este în curs construcția unei secții specializate la Fabrica de produse refractare Pleașa — Ploiești care va utiliza materii prime în mare parte indigene, reducîndu-se substanțial cheltuielile de devize; produsele refractare obținute de această secție vor permite să se îmbunătățească performanțele cauperelor, furnalelor și altor agregate siderurgice.

Pentru mărirea și diversificarea producției de abrazivi în 1973 a intrat în funcțiune la Carbochim — Cluj, pe baza proiectelor elaborate de IPROMET, o fabrică de abrazivi pe suport, cu fluxuri de producție automatizate și înaltă productivitate.

Rezultatele obținute în cei 25 de ani de activitate demonstrează că IPROMET a atins un nivel de competență tehnică care îi permite să-și aducă partea sa de contribuție la dezvoltarea siderurgiei atît pe plan intern, cît și pe calea exportului de proiecte și soluții tehnice adecvate oricăror cerințe.

Realizările siderurgiei românești — mereu mai bine cunoscute peste hotare — tind să asigure concepției tehnice a proiectanților o poziție competitivă pe piața externă. IPROMET este în măsură să proiecteze pentru export numeroase instalații siderurgice, incluzînd fabrici de aglomerare, furnale și oțelării cu convertizoare cu oxigen, dotate cu utilaje proiectate și construite în țară. De remarcat este competitivitatea pe plan internațional a fabricilor de aglomerare a minereului de fier proiectate de IPROMET, pe bază de soluții originale proprii, corespunzînd stadiului actual al tehnicii mondiale; o asemenea fabrică a fost proiectată de IPROMET și este în curs de realizare în Republica Democrată Germană.

An de an IPROMET a abordat proiectarea unor utilaje, agregate și instalații mai complexe, eliminînd astfel o serie de importuri. Datorită acestui fapt se poate spune că investițiile în siderurgie au reclamat un efort valutar proporțional mai redus decît în alte ramuri. Această orientare economică se reflectă între altele în proiectarea cu forțe proprii a convertizoarelor pentru elaborarea oțelului, a mașinilor gigant de pînă la 60 m lungime și 250 t greutate, de înaltă tehnicitate, pentru introducerea și scoaterea materiilor prime (minereu, calcar, cocs), a culbutoarelor pentru descărcat vagoane și a altor utilaje de înaltă tehnicitate.

În domeniul electroenergeticii uzinale, IPROMET este acela care a introdus pentru prima dată în țară distribuția energiei electrice în interiorul uzinelor mari la tensiunea de 110 kV, realizînd prin aceasta importante economii de investiții și reducerea cheltuielilor de exploatare.

De asemenea, IPROMET este pionier în domeniul automatizării complexe a proceselor tehnologice, inclusiv cu ajutorul calculatoarelor electronice cum sînt automatizarea sectoarelor de furnale și depozite și a oțelăriilor.

Institutului nostru îi revine de asemenea inițiativa de a fi introdus în construcții profilele metalice cu pereți subțiri, îndoite la rece, în locul laminatelor, obținîndu-se astfel o economie de metal de 3—8%.

Structura organizatorică actuală reflectă, pe de o parte, principalele specialități care contribuie la elaborarea proiectelor : tehnologie siderurgică, utilaje, instalații și construcții, iar, pe de altă parte, importanța pe care o prezintă în fluxul de proiectare existența unor colective specializate în elaborarea părții economice a proiectelor, sub multiplele sale aspecte. Această structură organizatorică permite o mobilizare ușoară a forțelor de muncă, astfel ca ele să poată face față diversității de probleme existente și să asigure totodată folosirea rațională a capacităților de concepție tehnică.

În mod corespunzător valoarea investițiilor proiectate a crescut în 1973 cu 55% față de 1965, iar producția-marfă a crescut în 1973 cu 41% față de 1965.

Ca urmare a experienței acumulate în proiectare, concretizată în cele peste 29 000 de proiecte elaborate în 25 de ani de activitate, Institutul nostru este în măsură să refolosească pe scară mereu mai largă soluțiile tehnice considerate ca fiind corespunzătoare nivelului actual al tehnicii, sub formă de proiecte tip sau refolosibile (republicane și interne).

În total s-au economisit prin refolosiri de proiecte în 1973 aproape 500 000 ore medii convenționale, respectiv 10 114 desene echivalente A_1.

În activitatea lor, cadrele de proiectare din institutul nostru se călăuzesc în mod permanent după indicațiile conducerii superioare de partid, potrivit cărora nivelul tehnic și eficacitatea economică trebuie să constituie criteriile principale în soluționarea diferitelor probleme puse de construcția noilor obiective.

În mod corespunzător ponderea lucrărilor de construcții-montaj, în valoarea totală a investițiilor, a scăzut de la 73%, în 1966, la 51%, în 1973.

Ridicarea neîncetată a eficienței investițiilor se îmbină în mod armonios — în preocupările institutului — cu promovarea pe scară largă a ultimelor cuceriri tehnice, cu reducerea consumurilor specifice, cu ridicarea continuă a productivității muncii de proiectare și predarea înainte de termen a proiectelor.

În acest scop în institut se desfășoară o vastă activitate de ridicare a nivelului profesional, tehnic și economic al cadrelor de proiectare, astfel încît tehnica nouă să devină cauza fiecărui proiectant.

În colaborare cu comisia inginerilor și tehnicienilor se organizează cicluri de conferințe de specialitate, pe ateliere, și de interes general, pe întregul institut, precum și o vastă acțiune de școlarizare a cadrelor medii de proiectare.

Pentru mărirea în continuare a productivității muncii de proiectare și îmbunătățirea calității proiectelor se prevede extinderea metodei de proiectare pe machete-model și înființarea unui centru de calcul dotat cu mașini electronice pe lîngă cel existent cu cartele perforate.

Extinderea actualului atelier de machete-model va permite o mai bună rezolvare a problemelor de plan general, de așezare în flux a construcțiilor și instalațiilor, de amplasare a secțiilor auxiliare și a depozitelor.

Înființarea unui centru de calcul matematic în cadrul institutului va permite ridicarea preciziei calculelor și, în general, a nivelului matematic al calculelor de proiectare.

Activitatea desfășurată de institutul nostru, de la înființarea sa și pînă în prezent, a beneficiat de îndrumarea continuă, competentă și multilaterală a conducerii și direcțiilor generale din Ministerul Industriei Metalurgice.

Institutul nostru a primit, de asemenea, din partea Comitetului de Stat al Planificării, a Ministerului Construcțiilor Industriale și a Inspectoratului general de stat pentru directivare și control în construcții, un sprijin permanent prin îndrumările și avizele acordate, care au contribuit la creșterea continuă a nivelului activității de proiectare. Un prețios sprijin a constituit pentru noi colaborarea cu Institutul de cercetări metalurgice ICEM pentru definitivarea unor importante soluții de proiectare și tehnologii.

Rezultatele obținute în cei 25 de ani de activitate ne îndreptățesc să fim convinși că folosind experiența de pînă acum, lucrătorii din IPROMET — sub îndrumarea organizației de partid și mobilizați de sindicat și organizația U.T.C. — vor depune și în viitor toate străduințele, fără a-și precupeți eforturile, pentru ca proiectele elaborate să corespundă din toate punctele de vedere marilor țeluri ale construcției socialiste din țara noastră.

Poluarea apelor reziduale în cazul folosirii în furnal a brichetelor cărbunoase necocsificate

N. Pilly
Întreprinderea „Victoria" — Călan

CZ 669.162.16:628.3

Lipsa de cărbuni cocsificabili necesari producției de cocs metalurgic a dat impuls unor cercetări și experimentări pentru obținerea și evaluarea unor brichete obținute în principal din cărbuni bruni, slab aglutinanți, existenți în cantități importante în bazinul Văii Jiului. Brichetele folosite au fost exprimentate în ultimii 18 ani în furnale cu volume utile cuprinse între 40 și 700 m³.

În R.S. România s-au conturat două procedee de realizare a brichetelor pe scară industrială și la care se folosesc în principal cărbuni necocsificabili: unul din procedee realizează brichete cocsificate, iar altul, brichete termooxidate. Brichetele de ambele tipuri pot înlocui, în anumite proporții, în funcție de agregatul în care se folosesc, cocsul metalurgic.

Dacă se definește cocsul pentru furnale ca produsul obținut prin carbonizare la temperatură înaltă în lipsa oxigenului, a unor materiale cărbunoase și care trebuie să aibă o anumită micro-și macrostructură, omogenitate fizico-chimică și proprietăți fizice și chimice corespunzătoare elaborării fontei în furnal, atunci brichetele termooxidate nu pot fi asimilate nici cocsului și nici semicocsului. Printre altele nu au micro-și macrostructura cocsului, nu sînt omogenizate fizic și chimic (au coajă dură și miez moale, fiecare cu altă compoziție chimică), nu se realizează la temperaturi ridicate și în lipsă de aer. Chiar dacă conținutul în cenușă și sulf este apropiat de cel al cocsului, conținutul de carbon fix este mai redus, datorită procentului ridicat de materii volatile. Un cocs bun trebuie să aibă maximum 1,5% materii volatile. Un cocs slab cocsificat, încă acceptat pentru cazurile de funcționare în condiții puțin severe ale furnalului, are maximum 2,5% materii volatile.

Creșterea conținutului de materii volatile duce la scăderea rezistenței mecanice a cocsului după cum reiese din figura 1, unde se dau date (medii lunare) privind conținutul de materii volatile și rezistența I_{20} a cocsului chinez (1971, 1972 și sem. I. 1973) și a brichetelor termooxidate (sem. I. 1973). Indicele I_{20} se determină curent la furnalele I.V.C., deoarece se referă la cocsul cu granulația peste 20 mm, care se introduce în aceste furnale. Brichetele termooxidate dau la proba MICUM un indice M_{40} mai ridicat decît la cocsul clasic de cea mai bună calitate, de exemplu 86,3 față de 79,3, dar un M_{10} mai slab și, anume, de 10,6 față de 5,4. La proba I_{20}, brichetele termooxidate fiind supuse la 500

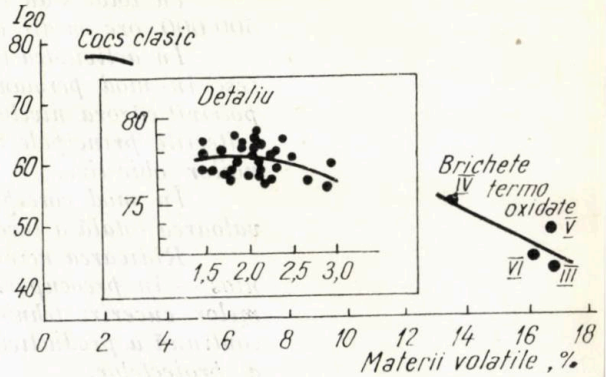


Fig. 1. Influența conținutului de materii volatile asupra rezistenței la tobă I_{20}.

rotații dau ca urmare a distrugerii cojii dure un indice I_{20} foarte scăzut.

Brichetele realizate prin termooxidare la 260°C și într-o atmosferă cu circa 80% aer au, în funcție de rețeta de fabricație, un conținut de 10—17% materii volatile. Degazarea acestor brichete se face în furnal, și aduce cu sine poluarea apelor din instalațiile de epurare a gazului de furnal.

În perioada experiențelor efectuate de-a lungul anilor cu brichete termooxidate nu s-a avut în vedere în mod special acest aspect. Totuși s-a observat că apa folosită la epurarea gazului de furnal este acoperită în decantoare cu un strat subțire de uleiuri. De asemenea la experimentările din septembrie-octombrie 1964, folosindu-se 51,3% brichete termooxidate, s-a găsit un conținut de substanțe organice mult mărit și anume 226 mg/l. Brichetele aveau 15,26% materii volatile și 12,42% cenușă.

Căutînd explicații pentru unele cazuri de mortalitate în masă a peștilor, care au avut loc cu ani în urmă în rîul Strei, în aval de locul de deversare în acesta a apelor reziduale ale I.V.C., s-a găsit o suprapunere repetată a acestor cazuri cu perioadele de folosire la furnale a unui aglomerat special fosforos sau a unor brichete cu conținut de materii volatile ridicat.

Avînd la dispoziție circa 1 500 t brichete termooxidate din cele destinate utilizării în cubilou

cu conținutul de materii volatile practic egal cu cel din brichetele pentru furnale (deși realizate după altă rețetă), s-a considerat utilă o experimentare în furnal în diferite proporții plecînd de la 5% din totalul de combustibil solid și urmărirea variației unor substanțe nocive, cum ar fi fenolii și cianurile, în apele de spălare ale gazului.

Experimentările s-au făcut la cele două furnale de 250 m³ de la Călan. Epurarea gazului de furnal se face aici în sac praf, ciclon, scruber și dezintegrator. Apele uzate trec prin predecantor și decantor de unde cea mai mare parte este refolosită în instalația de epurare a gazului de furnal. O cotă de circa 100 m³/h din apele uzate sînt deversate în rîul Strei. Stația de epurare a apelor este prevăzută cu un turn de răcire în care o parte din fenoli sînt oxidați, ceea ce duce la o reducere relativ mică a concentrației. Nu se aplică o epurare chimică.

S-au stabilit două etape de experimentare. Prima, pentru o utilizare în proporție de 5%, a doua, pentru 10%, fiecare etapă cu o durată de 10 zile.

Analiza tehnică a brichetelor este dată în tabela 1, iar dimensiunile în figura 2.

Tabela 1

Conținutul în	Etapa I — ian. , 1973, %	Etapa a II-a mai, 1973, %
A^a	11,97	10,85
S^a	0,767	1,208
V^a	13,88	16,78

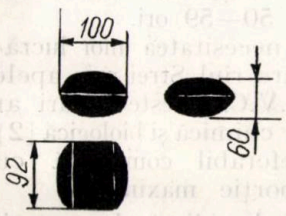


Fig. 2. Dimensiunile brichetei folosite.

În ambele etape de experimentare, furnalele au produs, ca de obiect, fontă destinată turnătoriilor.

Încărcătura a fost compusă din minereu Krivoi-Rog, algerian și indian, adaosuri metalice și calcar. Cocsul provenea din Cehoslovacia și China, proporția de folosire 1 :1. Conținutul de materii volatile a cocsurilor folosite varia între 2,18 și 2,72 %. La gurile de vînt s-a insuflat gaz metan, care a înlocuit circa 12,0% din necesarul de combustibil.

Funcționarea furnalelor a fost foarte constantă în ambele etape. În etapa I, în cele 10 zile, brichetele termooxidate au fost folosite în proporție de 5,27—5,87% din totalul de combustibil solid. Obținîndu-se o creștere deosebit de mare a concentrației de fenoli la folosirea brichetelor numai în proporție de 5,6%, în etapa a II-a proporția de folosire a fost micșorată la 3,1%. Reducerea proporției s-a făcut datorită conținutului sensibil mai mare în materii volatile a brichetelor destinate etapei a II-a, cît și

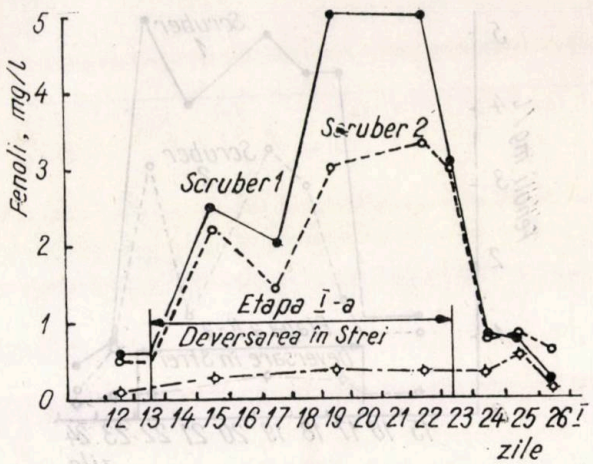


Fig. 3. Conținutul de fenoli în etapa I.

din cauza conținutului inițial mai ridicat de fenoli în apele reziduale. Etapa a II-a s-a redus la o durată de 6 zile.

În figurile 3 și 4 se dă variația conținutului de fenoli, respectiv de cianuri la scruber *1*, scruber *2* și înaintea deversării în rîul Strei, iar în figurile 5 și 6 se dau conținuturile măsurate în etapa a II-a.

În ambele etape de folosire a brichetelor termooxidate, concentrația de fenoli a crescut deosebit de mult. Astfel, concentrația medie s-a mărit de la inițial 0,55 mg/l (12.I) la 3,05 mg/l în etapa I, respectiv de la 1,20 mg/l (15.V) la 3,58 mg/l în etapa a II-a.

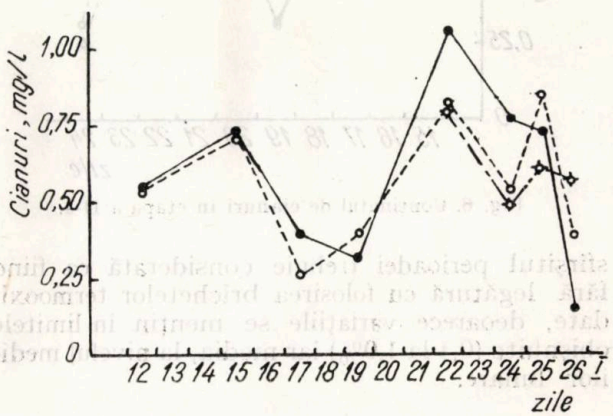


Fig. 4. Conținutul de cianuri în etapa I.

La deversarea în rîul Strei, conținutul de fenoli a crescut de la 0,10 la 0,35 mg/l și s-a micșorat la normal, la 0,10 mg/l abia, în a treia zi (26.I) după epuizarea etapei I. În etapa a II-a conți-

nutul de fenoli a crescut de la 0,30 la 0,41 mg/l, apoi s-a micșorat la 0,20 mg/l (medie 23,24.V).

Comparînd concentrațiile înainte de intrarea în instalația de epurare a apelor reziduale cu cele de la ieșire, se constată că cianurile practic

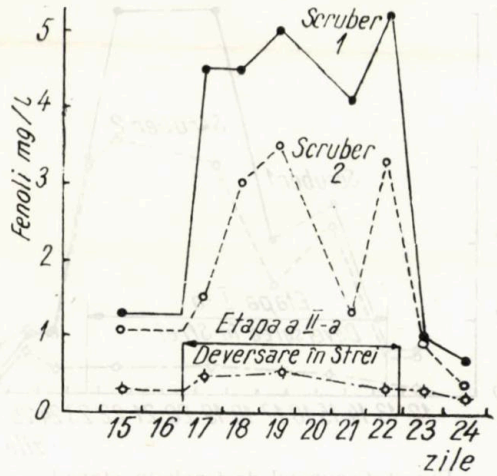


Fig. 5. Conținutul de fenoli în etapa a II-a.

nu se modifică, pe cînd fenolii s-au redus în etapa I de la 3,05 mg/l, la 0,66 mg/l (24—26.I), iar în etapa a II-a, de la 3,58 mg/l la 0,755 mg/l (23,24.V).

Scăderea concentrației de cianuri (fig. 4 și 6) la mijlocul fiecărei perioade și creșterea ei la

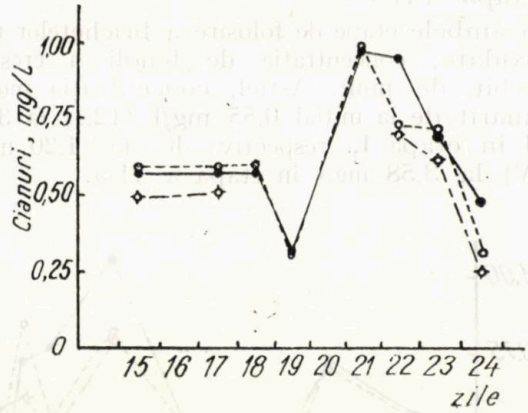


Fig. 6. Conținutul de cianuri în etapa a II-a.

sfîrșitul perioadei trebuie considerată ca fiind fără legătură cu folosirea brichetelor termooxidate, deoarece variațiile se mențin în limitele obișnuite (0,1 la 1,0%) iar media, la nivelul mediilor lunare.

Pentru comparație cu concentrațiile de fenoli și cianuri obținute în perioadele analizate, în tabela 2 se dau date medii anuale — 1972, privind apele reziduale ale I.V.C.

Deoarece fenolii sînt foarte toxici, chiar la un conținut de numai $1:10^8$ dau un gust neplăcut apei potabile, s-a admis la apele rezi-

Tabela 2

Caracteristicile		Scrubere, furnale	Deversare în rîul Strei
Temperatura apei, °C	*p*H	42 7,7	19 17,4
Materii organice,	mg/l	20,65	13,55
Suspensii,	mg/l	1 314	91
Reziduuri fixe,	mg/l	424	2,67
Fenoli,	mg/l	0,64	0,10
Cianuri,	mg/l	0,58	0,40
Cloruri,	mg/l	113,44	50,17
Sulfați,	mg/l	25,90	45,12
H_2S,	mg/l	3,55	1,30
Uleiuri,	mg/l	lipsă	lipsă
Duritate totală		13,25	9,43

duale deversate în rîul Strei un conținut de maximum 0,007 mg/l. De asemenea, conținutul de cianuri este limitat la maximum 0,03 mg/l. Din compararea acestor limite cu conținuturi medii obținute în anul 1972, cît și la experimentările relatate în articol, se observă că la deversarea în rîul Strei concentrațiile admise sînt sensibil depășite chiar și în cazul în care nu se utilizează brichete necocsificate. Mediile conținutului de fenoli și cianuri au fost de 13—14 ori mai mari, iar în perioadele de utilizare a brichetelor termooxidate, conținutul admis de fenoli a fost depășit de 50—59 ori.

Datele obținute indică necesitatea unor lucrări care să apere de poluare rîul Strei prin apele reziduale deversate de I.V.C. Aceste lucrări ar putea consta din epurarea chimică și biologică [2] a apelor reziduale, preferabil combinată cu recircularea lor în proporție maximă.

În concluzie conținutul ridicat de materii volatile în brichetele necocsificate, cum ar fi cele realizate prin procedeul termooxidării, provoacă o puternică poluare a apelor de spălare a gazului de furnal, în special prin îmbogățirea deosebit de periculoasă în fenoli.

BIBLIOGRAFIE

[1] x x x British Chemical Engineering and Process Technology, 1972, nr. 4, p. 303.
[2] x x x Brevet invenție R.S.R. CL. :85 c, 3/01.

Conf. dr. ing. Leonard Stoian
Institutul politehnic — Galați

Cercetări efectuate în vederea realizării tablelor de oțel placate cu oțel inoxidabil austenitic

CZ 669.14 — 415 : 669.141.018.8 :621.793

Una din problemele principale care se pune la fabricarea tablelor placate este elaborarea procesului tehnologic de laminare a tablelor de oțel placate cu oțel inoxidabil, cu regimuri diferite de laminare și pe utilajele existente în uzinele din R.S.România.

Încercările s-au făcut de autor la uzina „Laminorul de tablă" — Galați, laminorul nr. 4, cu cilindri avînd dimensiunile 690 × 1 300 mm, nerăciți cu apă, ele avînd drept scop de a stabili :

— Procesul tehnologic pentru obținerea tablelor de oțel placate cu oțel inoxidabil, cu care ocazie trebuiau rezolvate o serie de probleme practice, tehnologice (dintre care unele mai mărunte) și care nu se găsesc deloc cuprinse în literatură sau dacă se găsesc sînt insuficiente, contradictorii. Astfel a fost necesară rezolvarea problemelor privind pregătirea plăcilor, a pachetelor, încălzirea pachetelor, aplicarea regimurilor de presiuni, tăierea și curățarea tablelor.

— Posibilitățile utilajelor disponibile, cunoscîndu-se că inițial nu s-a prevăzut că pe utilajele de laminare ale acestei uzine se va lamina tablă placată.

Cercetările pentru laminarea tablelor placate s-au făcut în două etape, în prima — experiențe preliminare — urmărindu-se să se obțină cît mai multe informații asupra procesului de laminare cu diferite regimuri, iar în etapa a doua — experiențe de bază — care s-au realizat în condiții îmbunătățite și în cantități mai mari.

Experiențe preliminare de laminare

La aceste experiențe s-au folosit platine din oțel carbon livrate de Uzina Oțelul Roșu, table de oțel 09 G2, slab aliat cu mangan, importate din U.R.S.S., și tablă de oțel inoxidabil W — 4541, importată din R.F. Germania. Oțelul inoxidabil folosit este echivalent cu oțelul sovietic ICr18Ni9Ti din GOST 5632 — 51.

Compozițiile chimice ale oțelurilor folosite și prescripțiile din norme sînt cuprinse în tabela 1, în care se dau și cîteva valori ale proprietăților mecanice.

După cum rezultă din tabela 1 oțelurile carbon, folosite la experimentări, au conținutul de carbon cuprins între 0,07 și 0,08%C și sînt notate simbolic după conținutul de carbon cu VII ; 0,09%C — IX ; 0,14 — 015%C — XV, iar oțelul slab aliat 09G2 are 0,12%C.

S-au ales mai multe oțeluri de bază, cu compoziții chimice diferite (iar în cadrul oțelurilor carbon în special conținutul de carbon diferit), pentru a vedea cum se comportă ele la obținerea tablelor placate respective și cu care din ele se pot obține table placate pe utilajele existente la uzina de tablă.

Pentru ca să se poată respecta schemele de laminare a fost necesar să se fixeze în prealabil saltul dintre cilindri pentru fiecare trecere a pachetelor pentru cilindri, salt materializat prin

Tabela 1

Denumirea oțelului	Proveniența	Simbolul	Proprietăți		Compoziția chimică, %								
			σ_r, kgf/mm²	Z, %	C	Mn	P	S	Si	Cu	Cr	Ni	Ti
OL 32	Uzina Oțelul Roșu	VII	31,3	27,0	0,08	0,37	0,028	0,021	—	—	—	—	—
		IX	30	26,0	0,09	0,34	0,028	0,031	—	—	—	—	—
OL 34/38		XV	37,2	27,0	0,14	0,38	0,025	0,025	—	—	—	—	—
		S — XV	35,8	27,0	0,14	0,35	0,019	0,028	—	—	—	—	—
09G2	U.R.S.S. GOST 5058 — 51	I, III	50,0	26 — 23	0,12 max. 0,12	1,37 1,4 1,8	0,020 max. 0,035	0,033 max. 0,040	0,30 0,17 0,37	0,039 max. 0,3	— max. 0,3	— max. 0,3	— max. 0,3
W 1.4541	R.F.G. DIN 17440	—	—	—	0,10 max. 0,12	1,5 max. 2,0	0,031 max. 0,035	0,025 max. 0,030	— —	— —	17,5 17 — 20	9,69 8 — 11*	0,6

*) Ti = 5 (% C — 0,03) = 5 (0,12 — 0,03) = min. 0,45 %
max. 0,80 %

gradația corespunzătoare de pe cadranul indicator de presiune al cajei de laminare. Stabilirea poziției cilindrilor — care au fost în prealabil rectificați la un profil perfect cilindric — respectiv fixarea gradațiilor de pe cadranul cajei, pentru fiecare trecere prevăzută în schema de laminare, s-a făcut cu ajutorul unor anteprobe. Acestea sînt plăci simple, executate din platine de oțel OL 32/OL 34, avînd dimensiunile 225 × 245 × 21 mm (prima dimensiune reprezentînd lățimea în sensul lungimii tăbliei cilindrului, iar ultima este grosimea, aceeași ca a pachetelor pentru care se determină saltul).

Dimensiunile plăcilor folosite pentru compunerea pachetelor de la experiențele preliminare se dau în tabela 2.

Tabela 2

Pachetul nr.	Plăcile din oțel de bază			Dimensiunile plăcilor de oțel inoxidabil, mm	Forma pachetului
	Simbolul convențional	Denumirea	Dimensiunile, mm		
1	VII-1	OL 32	251 × 240 × 9	224 × 214 × 1,5	drept
2	VII-2	OL 32	251 × 240 × 9	224 × 214 × 1,5	drept
3	VII-3	OL 32	251 × 240 × 9	224 × 214 × 1,5	drept
4	VII-4	OL 32	251 × 240 × 9	224 × 214 × 1,5	drept
5	IX	OL 32	251 × 240 × 9	224 × 214 × 1,5	drept
6	XV-1	OL 34/38	251 × 240 × 9	224 × 214 × 1,5	drept
7	XV-2	OL 34/38	251 × 240 × 9	224 × 214 × 1,5	drept
8	S-XV	OL 34/38	251 × 240 × 9	224 × 214 × 1,5	drept
9	I	09G2	180 × 225 × 9	154 × 199 × 1,5	drept
10	III	09G2	180 × 190 × 9	154 × 164 × 1,5	drept

Pachetele se compun din două plăci din oțel de bază între care se intercalează două plăci cu grosime uniformă, din oțel inoxidabil (fig. 1).

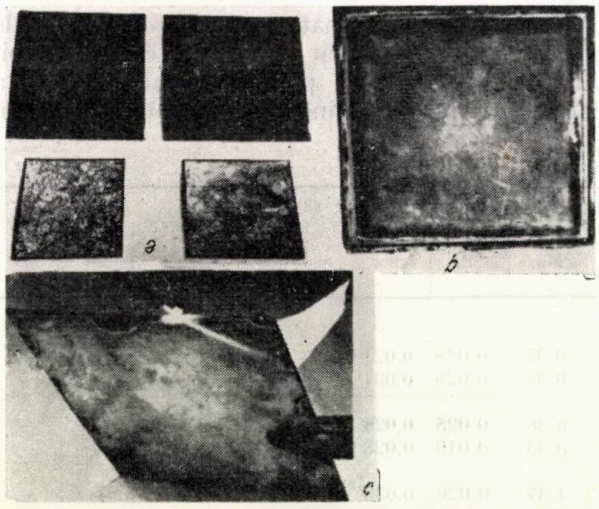


Fig. 1. Pregătirea pachetelor pentru experiențele preliminare:

a – plăcile de bază (sus) și inoxidabilul (jos) înainte de curățare; *b* – sudarea a două foi din oțel inoxidabil; *c* – așezarea pachetelor din oțel inoxidabil pe placa inferioară din oțel de bază.

Plăcile din oțel de bază s-au decapat cu o soluție din părți egale de apă și acid clorhidric (35%) (s-a început cu 10%, mărind în proporții progresive, apoi s-au spălat cu apă și s-au uscat cu oxigen). Uscarea cu eter după spălarea cu apă nu a dat rezultate. Plăcile din oțel inoxidabil se asamblează mai întîi cîte două și, pentru ca la laminare să nu se sudeze pe suprafețele de contact dintre ele, s-a ales următoarea metodă de lucru, stabilită după un șir de încercări:

— degresarea cu soluție de sodă (10%) și spălarea cu apă rece;

— decaparea cu o soluție din părți egale de apă și acid clorhidric (35%);

— ungerea suprafețelor care trebuie să vină în contact cu pensula cu o pastă separatoare (2 g/dm²), realizată din 30 g CrO_3, 84 g Cr_2O_3 și 3 410 cm³ apă.

După uscarea în aer s-a curățat partea pe 3 mm la marginile plăcilor, apoi peste pastă s-a presărat oxid de magneziu (cca. 0,50 g/dm²). Se suprapun cele două plăci de oțel inoxidabil cu suprafețele acoperite cu pastă la mijloc și se sudează la margini, cu flacără oxiacetilenică, folosind pentru sudură vergele tăiate din aceeași tablă de oțel inoxidabil din care au fost debitate și plăcile (fig. 1, *b*). După sudare se îndreaptă pachetele de două plăci la o presă și se curăță din nou suprafețele exterioare după metoda următoare:

— degresare cu soluție de sodă (10%) și spălare cu apă;

— decapare cu soluție apoasă de acid clorhidric, indicată mai înainte;

— spălare cu apă rece și uscare cu oxigen.

Pentru asamblarea unui pachet compus din plăci din oțel de bază și din oțel inoxidabil se procedează în modul următor;

— pe placa inferioară din oțel de bază, la 2 mm de la marginile acesteia, se sudează, prin puncte, patru antretoaze late de 6 mm tăiate din tablă de 3,2 mm grosime și avînd lungimile astfel alese încît la colțuri să rămînă distanțe între ele de 2 mm (fig. 1, *c*);

— în interiorul ramei formată de antretoaze, la mijlocul acestora, se plasează patru distanțiere, avînd dimensiunile 30 × 5 × 3,2 mm;

— se introduc cele două plăci asamblate de oțel inoxidabil între distanțiere;

— se așază placa superioară din oțel de bază;

— pachetul astfel pregătit, menținut între fălcile unei prese de 15 t, este prins prin puncte de sudură;

— se ia pachetul de la presă și se sudează electric cu un cordon de 2–3 mm, lăsînd liberă o deschidere de aerisire la un colț, în dreptul capetelor neîmpreunate ale antretoazelor (fig. 2);

— latura cu care pachetul intră între cilindrii laminorului este teșită prin rabotare (fig. 2), pentru favorizarea prinderii între cilindri la laminare.

Asamblarea pachetelor fără a lăsa deschiderea pentru evacuarea aerului de încălzire a dus la umflarea pachetelor.

Pentru fiecare din cele zece pachete (tabela 2) s-a întocmit o schemă de laminare, urmărindu-se să se obțină o grosime a pachetului laminat de 8,2 mm, prin aplicarea următoarelor regimuri de reduceri :

— descrescător (I), constant (II), crescător (III).

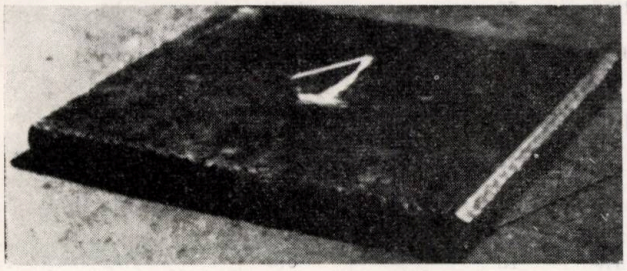


Fig. 2. Pachet pregătit pentru încălzire.

În afară de influența regimului de reduceri s-a urmărit și influența gradului de presiune totală și a primei treceri în regim descrescător (I) cu 50% presiune.

Pentru încălzire în vederea laminării s-a folosit un cuptor cu două camere, cuptor care în fabricația de tablă subțire de la Uzina de tablă este utilizat pentru încălzirea pachetelor. Într-o cameră s-au introdus anteprobe direct pe vatră, iar în cealaltă cameră s-au introdus pachetele, sprijinite pe muchea unei țagle (fig. 3).

Cu ajutorul cîtorva anteprobe încălzite la 1 150°C s-a stabilit mai întîi saltul (gradația pe cadran), corespunzător lungimii calculate pentru prima trecere din schemă (nu s-a putut măsura grosimea din cauza stratului de oxid, care nu s-a îndepărtat nici prin scufundare în apă rece). O dată stabilită gradația pentru prima trecere s-a determinat saltul pentru trecerea a doua, laminînd anteprobele mai întîi cu gradația stabilită pentru prima trecere, apoi cu gradații diferite (cîte o anteprobă pentru fiecare gradație) pînă la obținerea lungimii prevăzute de schemă. Cu ajutorul altor anteprobe și al gradațiilor stabilite pentru primele două treceri s-a determinat, în același mod, gradația potrivită lungimii prevăzute în schema de laminare după trecerea a treia.

Fig. 3. Așezarea pachetelor în cuptor pentru încălzire.

Laminarea pachetelor la experiențele preliminare. Distanța dintre cilindri (respectiv gradația de pe indicatorul de reduceri), determinată ca mai înainte pentru ultima trecere, se admite pentru toate regimurile de presiuni. De asemenea, încălzirea pachetelor s-a făcut în toate cazurile la 1 150°C (în decurs de 1 h) și au ajuns la caja laminorului (pe distanța de 15 m) cu 1 100°C (temperatura de început de laminare). Temperaturile s-au măsurat cu pirometrul optic (două pirometre, pentru siguranță).

Cilindrii nu au fost răciți cu apă. Cu regimul de reduceri constant (II) (fig. 4) s-au laminat trei pachete (VII-2, XV-2, III, tabela 2), admițîndu-se o diferențiere în ce privește reducerile aplicate : 27% la oțelurile OL 32 și 09G2 și 28% la oțelul 34/38, la acesta din urmă pachetul avînd grosimea de 22 mm (celelalte 21 mm), abaterile producîndu-se la rabotarea suprafețelor. Diferențele de grosimi (survenite și la alte pachete, de la alte regimuri de laminare) și de reduceri sînt atît de mici încît se poate considera că s-a aplicat aceeași schemă de laminare la toate oțelurile.

Datele obținute la laminare sînt grupate în tabela 3, pe pachete, deci în funcție de oțelurile de bază. Reducerile totale aplicate (61%, 62,6%, 61%) au fost foarte apropiate (pot fi considerate aceleași). De asemenea grosimile finale ale pachetelor laminate sînt aceleași (8,2 mm).

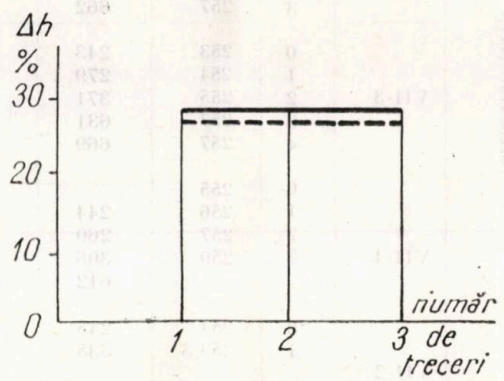


Fig. 4. Regimul de reduceri constant : ——— XV-2 ; — — — VII-2 și III-09G2.

Cu regimul de reduceri descrescător (I) (fig. 5) s-au laminat pachetele VII-1, XV-1 și I, (tabela 2), iar datele obținute se dau în tabela 3.

Reducerile totale aplicate pachetelor VII-1 și I, a căror laminare a reușit (cu oprire pentru un moment între cilindri la prima trecere—cu reducerea cea mai mare, 50% — iar la pachetul I, și la trecerea a doua) pot fi considerate aceleași. Pachetul XV-1 s-a înțepenit între cilindri la prima trecere și laminarea nu s-a mai continuat.

Și pachetul IX, căruia i s-a aplicat o singură trecere cu o reducere totală de 50%, s-a oprit un moment între cilindri, deci dificultăți apar la toate oțelurile de bază.

Cu regimul crescător (III) (fig. 6) s-au laminat pachetele VII-3, VII-4, S-XV (tabela 2).

Din tabela 3 se vede că reducerile totale aplicate și regimul de reduceri sînt aproximativ aceleași la toate pachetele.

Tabela 3

Regimul	Pachetul	Nr. treceri	Lățimea, mm	Lungimea, mm	Grosimea, mm	Reducerea			Gradația pe cadran	Observații
						Absolută, mm	Relativă, %	Totală, %		
Descrescător I	VII-1	0	254	244	21,0	—	—	—	—	—
		1	257	488	10,5	10,5	50	—	10,2	1 anteprobă
		2	258	590	8,7	1,8	17	—	8,7	2 anteprobe
		3	258	625	8,2	0,5	6	61,0	8,0	1 anteprobă
	XV-1	0	254	243	21,5	—	—	—	—	—
		1	257	486	10,75	10,75	50	50,0	10,4	—
		2	—	—	—	—	—	—	—	—
		3	—	—	—	—	—	—	—	—
	I	0	184	228	21,5	—	—	—	—	—
		1	187	456	10,7	10,75	51	—	10,4	—
		2	188	554	8,8	1,9	18	—	8,8	—
		3	188	593	8,25	0,6	7	61,6	8,0	—
cu o trecere	IX	0	254	244	22,0	—	—	—	—	—
		1	257	488	11,0	11,0	50	50,0	10,4	—
Crescător (III)	S-XV	0	252	255	21,0	—	—	—	—	—
		1	253	290	18,5	2,5	12	—	18,5	2 anteprobe $255 \times 245 \times 21$ mm
		2	254	385	13,9	4,6	25	—	13,6	2 anteprobe
		3	257	662	7,3	6,6	47,3	65,2	7,1	
	VII-3	0	253	243	21,2	—	—	—	—	—
		1	254	279	18,5	2,7	13	—	18,5	2 anteprobe
		2	255	371	13,9	4,6	25	—	13,6	2 anteprobe
		3	257	631	8,2	6,5	46,7	—	8,0	—
		4	257	669	7,3	0,4	4,9	65,5	7,1	trecere neprogramată (egalizare)
	VII-4	0	255							
		1	256	244	20,5	—	—	—	—	—
		2	257	260	19,3	1,2	6,0	—	18,8	—
		3	259	306	16,4	2,9	15,0	—	15,6	—
				612	8,2	8,2	50,0	60,0	8,0	—
Constant (II)	VII-2	0	254	245	21	—	—	—	—	—
		1	253,3	335	15,3	5,7	27	—	15,3	4 anteprobe $255 \times 245 \times 21$ mm
		2	256,7	460	11,2	4,1	27	—	10,9	4 anteprobe
		3	258	627	8,2	3,0	27	61	8,0	1 anteprobă
	XV-2	0	254	244	22	—	—	—	—	—
		1	255,3	340	15,8	6,2	28	—	15,8	—
		2	256,7	450	11,4	4,4	28	—	11	—
		3	258	655	8,2	3,2	28	62,6	8	—
	III	0	183	193	21	—	—	—	—	—
		1	184,4	265	15,3	5,7	27	—	15,1	—
		2	185,7	362	11,2	4,1	27	—	11	—
		3	187	494	8,2	3	27	61	8	

Din experiențele preliminare de laminare au rezultat următoarele concluzii:

— numai la regimul crescător nu au apărut dificultăți la prima trecere;

— după tăierea (la raboteză) a circa 9% de la margini în lungime și circa 12% în lățime, pachetul laminat s-a desfăcut ușor în două table placate (după suprafața de contact din mijlocul pachetului, unsă cu pastă separatoare);

— în toate regimurile folosite s-a obținut o placare bună.

Pentru curățarea suprafețelor inoxidabile s-a lăsat să acționeze asupra acestora, timp de 3 h, la 20—40°C, o soluție din 2 500 g HCl, 200 g clorură cuprică, 100 g negru de fum și 100 g șamotă praf. S-a spălat apoi cu apă frecînd cu peria, după care s-a supus, timp de 1 h, acțiunii unei soluții din 233 cm^3 acid azotic, 173 cm^3 acid clorhidric, 100 g negru de fum și 100 g șamotă praf. După spălare suprafețele au fost destul de curate devenind și mai curate după repetarea operațiilor de curățare.

Experiențele de bază pentru laminare

Și la aceste experiențe s-a urmărit ca grosimile pachetelor la începutul și la sfîrșitul lami-

nării să fie aceleași, deci s-au aplicat aceleași reduceri totale relative, diferind însă regimul de reduceri: descrescător (I), constant (II), crescător (III) și variabil (crescător-descrescător, IV). Pentru plăcile de bază s-au folosit

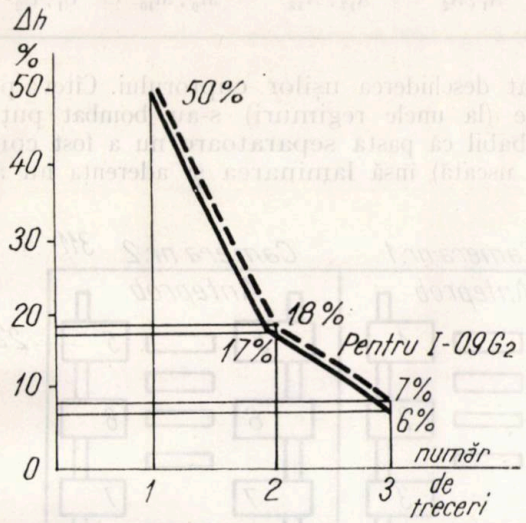


Fig. 5. Regimul de reduceri descrescător: ——— VII-1; O—XV-1 și IX; – – – – I-09G2.

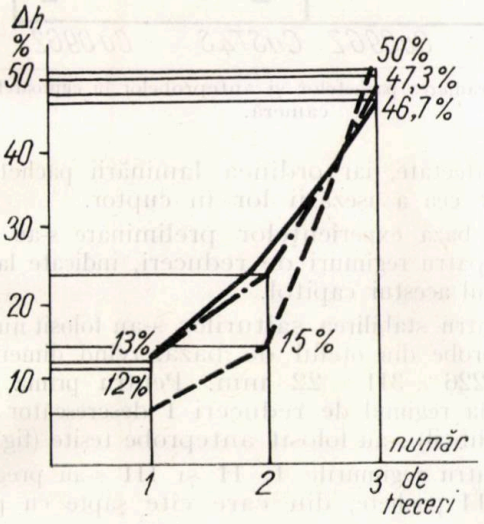


Fig. 6. Regimul de reduceri crescător ——— VII-3; – – – VII-4; —·—·— S-XV.

oțeluri (ST4S și 09G2) sub formă de table laminate la Combinatul siderurgic — Galați, iar pentru placare s-au folosit table de oțel inoxidabil (corespunzător 1Cr18Ni10Ti sau W—4541) importate din U.R.S.S., iar pentru toate operațiile s-au valorificat observațiile și concluziile de la experiențele preliminare. Astfel, plăcile din fiecare oțel de bază s-au debitat din aceeași tablă și anume cîte 62 plăci de bază cu dimensiunile 226 × 331 mm și una cu dimensiunile 700 × 750 mm, dintr-o tablă cu dimensiunile 7 000 × 1 600 × × 11 mm din oțel ST4S, respectiv dintr-o tablă cu dimensiunile 7 000 × 1 400 × 12 mm din oțel 09G2. În felul acesta s-a eliminat în cea mai mare măsură influența variației compoziției chimice. Plăcile de oțel inoxidabil (124 buc.), avînd dimensiunile 200 × 285, s-au debitat, cîte 25 bucăți din patru table (A,D,J,M) și 24 bucăți din a cincea tablă (U), avînd dimensiunile 1 000 × 2 000 × 1,5 mm (toate din aceleași șarjă) și compozițiile chimice din tabela 4.

Din tabela 4 se vede că oțelul ST4S are conținut foarte mare de fosfor, oțelul 09G2 conține prea mult carbon, iar la oțelul inoxidabil se depășesc limitele pentru C,Mn și P.

Plăcile din oțel de bază și din oțel inoxidabil au fost repartizate după o anumită ordine stabilită pe regimuri de laminare, în așa fel încît să revină pentru fiecare regim plăci din oțelul de bază de pe toată suprafața foii inițiale și plăci de placare din fiecare din cele cinci table de oțel inoxidabil. Spre exemplu pentru realizarea pachetelor regimului I cu oțelul de bază ST4S s-au ales plăcile prezentate în tabela 5. În felul acesta s-a asigurat aceeași compoziție chimică pentru toate pachetele cu același oțel de bază.

Toate plăcile din oțel de bază au fost rabotate la grosimea de 9 mm și, ținînd seamă de influența stării suprafețelor asupra aderenței, suprafețele care se placează au fost rabotate cu un avans de 0,3 mm. La rabotarea celeilalte suprafețe (pe care s-a făcut poansonarea) avansul a fost de 0,6 mm, iar la părțile laterale s-a folosit avansul maxim al mașinii.

Plăcile de bază pentru regimul I (descrescător) au fost prelucrate la muchia de intrare

Tabela 4

Oțelul	%										
	C	Mn	Si	P	S	Al	Cu	Cr	Ni	As	Ti
ST4S	0,21	0,47	0,33	0,085	0,019	0,017	0,11	0,04	0,04	0,008	—
GOST 5521—62	0,18 0,27	0,04 0,07	0,17 0,37	max. 0,050	max. 0,050	—	max. 0,40	max. 0,30	max. 0,30	—	—
09G2	0,14	1,55	0,36	0,011	0,015	0,027	0,12	0,10	0,12	0,14	—
Inoxidabil	0,13	2,06	0,76	0,055	0,013	0,016	0,44	17,58	10,20	0,056	0,59

Tabela 5

Nr. pachet	1	2	3	4	5	6	7
	Numărul de ordine al plăcilor						
Plăci bază	1 ; 2	9 ; 10	17 ; 18	25 ; 26	33 ; 34	41 ; 42	49 ; 50
Plăci placare	D_1 ; D_2	D_{17} ; D_{18}	J_9 ; J_{10}	A_1 ; A_2	A_{17} ; A_{18}	M_9 ; M_{10}	U_1 ; U_2

între cilindri (fig. 7), ținîndu-se seamă de dificultățile privind prinderea, întîmpinate la experiențele preliminare.

Pregătirea suprafeței oțelului inoxidabil, care formează în pachet partea de separare, s-a făcut după metoda folosită la etapa întîi, iar

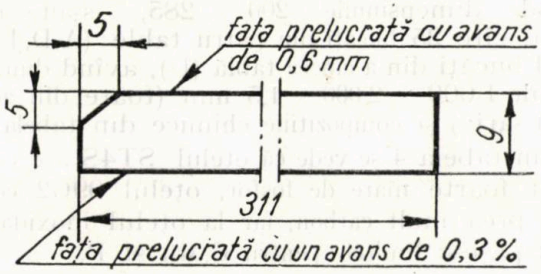


Fig. 7. Prelucrarea suprafețelor tablelor de bază.

suprafața ce aderă atît a oțelului inoxidabil, cît și a celui de bază s-au decapat cu acid clorhidric cu concentrația de 15% (menținută prin adăugări ulterioare de HCl). În timpul decapării s-au frecat suprafețele, îndepărtîndu-se ușor oxizii, petele de grăsimi și de vopsea, iar după decapare s-au spălat cu jet de apă potabilă, s-au șters cu cîrpe și s-au uscat cu oxigen.

Pentru a evita neajunsurile constatate la asamblarea plăcilor de oțel inoxidabil cîte două (pătrunderea flăcării și gazelor între plăci, deformarea acestora), în timpul sudării nu se mai țin cu cleștele, ci sînt prinse, cîte trei perechi, într-un dispozitiv format din două tagle strînse cu buloane, între tagle și plăci punîndu-se foi de azbest. De asemenea, s-a acoperit cu azbest placa din oțel de bază în timpul cît s-au fixat antretoazele, iar asamblarea pachetelor compuse, prin sudare, s-a făcut sub o presă de 130 t (execuția sudării mult superioară față de încercările preliminare). Orificiile de aerisire au fost astupate ușor cu pastă de șamotă. În rest s-a procedat ca la experiențele preliminare.

Încălzirea pachetelor s-a făcut la fel la toate regimurile de laminare, temperatura de încălzire fiind 1 150°C (în decurs de 1 h), cea de început de laminare, 1 100°C, iar de sfîrșit de laminare, 1 050°C. Toate pachetele pentru un regim de presiuni au fost introduse în cele două camere ale cuptorului, împreună cu anteprobele pentru controlul saltului (fig. 8), iar pentru a evita formarea excesivă de oxizi (care înrăutățește prinderea între cilindri), pachetele și anteprobele au fost acoperite cu tablă subțire și s-a evitat deschiderea ușilor cuptorului. Cîteva pachete (la unele regimuri) s-au bombat puțin (probabil că pasta separatoare nu a fost complet uscată) însă laminarea și aderența nu au

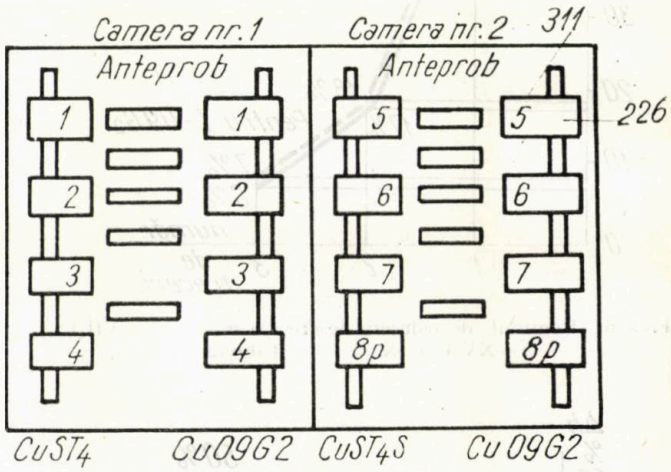


Fig. 8. Aranjarea pachetelor și anteprobelor în cuptoarele cameră.

fost afectate, iar ordinea laminării pachetelor a fost cea a așezării lor în cuptor.

Pa baza experiențelor preliminare s-au ales cele patru regimuri de reduceri, indicate la începutul acestui capitol.

Pentru stabilirea salturilor s-au folosit numai anteprobe din oțelul de bază, avînd dimensiunile 226 × 311 × 22 mm. Pentru prima trecere la regimul de reduceri I descrescător (cel mai dificil) s-au folosit anteprobe teșite (fig. 9).

Pentru regimurile I, II și III s-au pregătit cîte 14 pachete, din care cîte șapte cu plăci

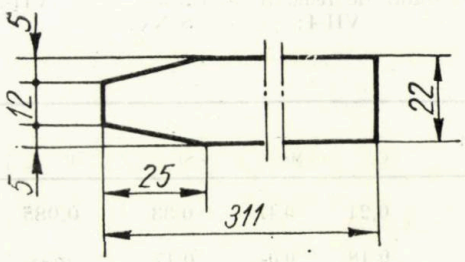
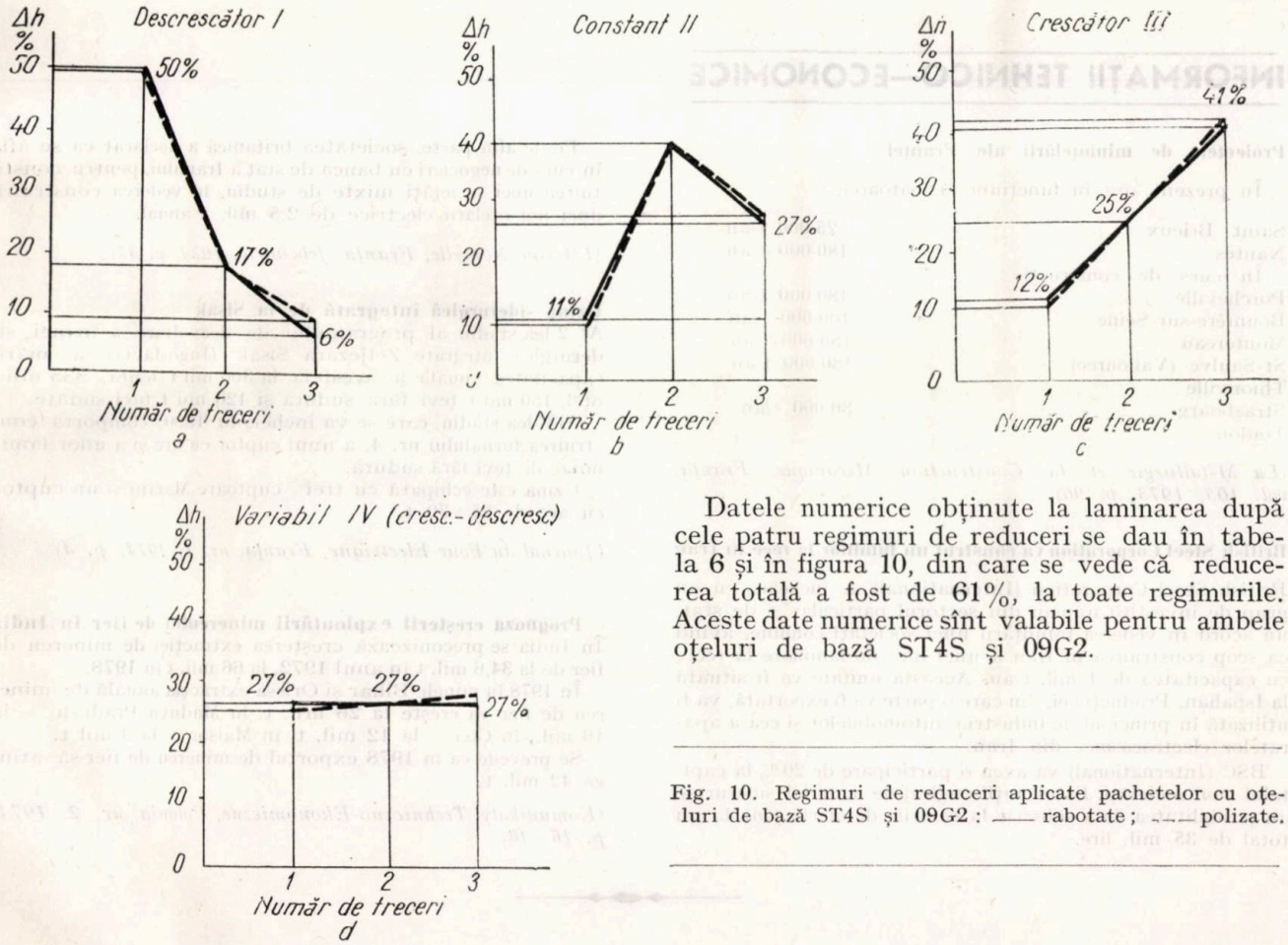


Fig. 9. Anteprobă teșită.

din fiecare oțel de bază ST4S și 09G2, iar pentru regimul IV, 12 pachete (cîte șase cu ST4S și șapte cu 09G2).

Tabela 6

Regimul	Nr. treceri	Dimensiunile, mm			Reducerea			Gradația pe cadran	Observații
		Lățimea	Lungimea	Grosimea	Abs., mm	Relativă	Totală		
Descrescător	0	226	311	21,0	—	—	—	—	
	1	228	613	10,5	10,5	50	—	10,5	3 anteprobe teșite
	2	229	737	8,7	1,8	17	—	9,5	5 anteprobe normale
	3	230	785	8,2	0,5	6	61	9,0	2 anteprobe normale
Constant II	0	226	311	21,0	—	—	—	—	
	1	227	422	15,3	5,7	27	—	14,7	
	2	228,5	575	11,2	4,1	27	—	12,2	
	3	230	785	8,2	3,0	27	61	9,0	
Crescător III	0	226	311	21,0	—	—	—	—	
	1	227	351	18,5	2,5	12	—	19,5	
	2	228	466	13,9	4,6	25	—	14,9	
	3	230	785	8,2	5,7	41	61	9,0	
Variabil IV	0	226	311	21,0	—	—	—	—	
	1	227	348	18,7	2,3	11	—	19,0	
	2	229	575	11,2	7,5	40	—	11,6	
	3	230	785	8,2	3,0	27	61	9,0	



Datele numerice obținute la laminarea după cele patru regimuri de reduceri se dau în tabela 6 și în figura 10, din care se vede că reducerea totală a fost de 61%, la toate regimurile. Aceste date numerice sînt valabile pentru ambele oțeluri de bază ST4S și 09G2.

Fig. 10. Regimuri de reduceri aplicate pachetelor cu oțeluri de bază ST4S și 09G2 : —— rabotate ; – – – polizate.

Întregul proces decît laminare a decurs în condiții mult mai bune decît la experiențele preliminare, datorită măsurilor arătate și echipării cu un echilibror. Ca urmare nu au avut loc opriri între cilindri nici chiar la laminarea cu regimul descrescător, cel mai defavorabil. Încercările de aderență făcute ulterior au arătat că prin aplicarea tehnologiei arătate mai sus se obțin table placate bune.

Pachetele laminate au fost așezate în stive pe regimuri de reduceri și încărcate cu greutăți pentru a nu se deforma, iar după răcire li s-au tăiat marginile (fig. 11).

Epruvetele din table placate (care s-au tăiat cu o freză de 2 mm) au fost debitate, pentru o aceeași probă, din același loc din toate foile de tablă placată obținute cu cele patru regimuri de laminare.

În concluzie se poate arăta că prin experiențele realizate la laminorul nr. 4 al Uzinei de tablă — Galați s-a stabilit, după mai multe încercări, tehnologia de fabricație a tablelor placate cu oțel inoxidabil (ST4S + 1Cr18Ni9Ti și 09G2 +1 Cr18Ni9Ti) pe utilajele existente în această

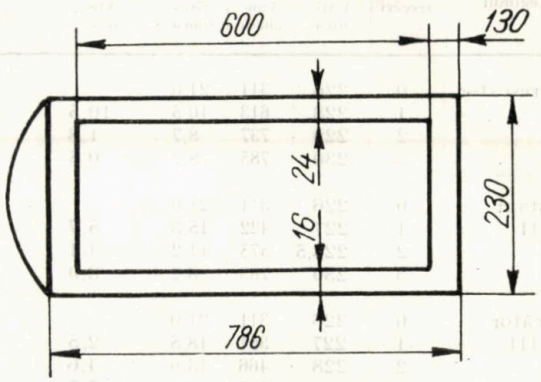


Fig. 11. Tăierea marginilor pachetelor laminate.

întreprindere. În cazul trecerii la o producție industrială cu diferite sortimente va trebui reanalizată problema față de condițiile noi de lucru.

INFORMAȚII TEHNICO—ECONOMICE

Proiectele de minioțelării ale Franței

În prezent sînt în funcțiune următoarele :

Saint Brieux	25 000 t/an
Nantes	180 000 t/an
În curs de construcție :	
Porcheville	180 000 t/an
Bonnière-sur-Seine	100 000 t/an
Montereau	150 000 t/an
St-Saulve (Vallourec)	180 000 t/an
Thionville	
Strasbourg	80 000 t/an
Toulon	

(*La Métallurgie et la Construction Mecanique, Franța, vol. 105, 1973, p. 96*)

British Steel Corporation va construi un laminor la rece în Iran

British Steel Corporation (International) a încheiat, cu un grup de investiții iranian din sectorul particular și de stat, un acord în vederea înființării unei societăți comune, avînd ca scop construirea în Iran a unei linii de laminare la rece, cu capacitatea de 1 mil. t/an. Această unitate va fi situată la Ispahan. Producția ei, din care o parte va fi exportată, va fi utilizată în principal de industria automobilelor și cea a aparatelor electrocasnice din Iran.

BSC (International) va avea o participare de 20 % la capitalul noii societăți. Fabricanții englezi de material siderurgic au posibilitatea de a subscrie la cererile de oferte pînă la un total de 35 mil. lire.

Pe de altă parte, societatea britanică a declarat că se află în curs de negocieri cu banca de stat a Iranului, pentru constituirea unei societăți mixte de studiu, în vederea construirii unei noi oțelării electrice de 2,5 mil. t anual.

(*L'Usine Nouvelle, Franța, februarie, 1974, p. 37*)

Uzina siderurgică integrată de la Sisak

Al 2-lea stadiu al programului de dezvoltare a uzinei siderurgice integrate Zeljezara Sisak (Iugoslavia) a mărit capacitatea anuală a acesteia la 300 mii t fontă, 335 mii t oțel, 150 mii t țevi fără sudură și 120 mii t țevi sudate.

Al 3-lea stadiu, care se va încheia în 1980, comportă construirea furnalului nr. 4, a unui cuptor cu arc și a unor laminoare de țevi fără sudură.

Uzina este echipată cu trei cuptoare Martin și un cuptor cu arc de 25—30 t.

(*Journal du Four Electrique, Franța, nr. 1, 1974, p. 4*)

Prognoza creșterii exploatării minereului de fier în India

În India se preconizează creșterea extracției de minereu de fier de la 34,6 mil. t în anul 1972, la 66 mil. t în 1978.

În 1978 în minele Bihar și Orissa extracția anuală de minereu de fier va crește la 26 mil. t, în Madnya Pradesh — la 19 mil., în Goa — la 12 mil. t, în Maisor — la 9 mil t.

Se prevede ca în 1978 exportul de minereu de fier să atingă 42 mil. t.

(*Komunikaty Techniczno-Ekonomiczne, Polonia, nr. 2, 1974, p. 15—16*)

Prof. dr. ing. I. Crudu, ing. I. Ştefănescu
Institutul politehnic — Iaşi
Ing. M. Avram, Cr. Brătescu, ing. R. Morait şi ing. Gh. Ştefănescu
Întreprinderea de maşini agricole „Semănătoarea" — Bucureşti

Contribuţii la studiul influenţei structurii unor fonte maleabile perlitice aliate asupra proprietăţilor de antifricţiune (II)

CZ 669.131.8 :531.43 :620.186

În prima parte a acestei lucrări [1] s-au prezentat rezultatele experimentale obţinute pe probele de fontă maleabilă perlitică nealiată, cercetate sub aspectul influenţei structurii asupra proprietăţilor de antifricţiune, variindu-se conţinutul şi forma perlitei, precum şi numărul nodulilor de grafit astfel:

— cantitatea de perlită : *a*-50% ; *b*-90% ;
— forma perlitei : *a*-lamelară ; *b*-globulară ;
— numărul nodulilor de grafit : *a*-25—30 separări/mm²; *b*-90—120 separări/mm².

Ca indice de bază s-a luat coeficientul de frecare stabilizat după perioada de rodaj, comparîndu-se cu valoarea coeficientului de frecare pentru Bz14T, obţinut în condiţii de experimentare identice.

În continuare, folosind aceeaşi metodică de încercare, se prezintă influenţa următoarelor elemente de aliere asupra proprietăţilor antifricţiune ale fontei maleabile perlitice: sulf, cupru, staniu, stibiu, zinc. Compoziţia chimică şi structura acestor fonte este dată în tabela 1.

Rezultatele experimentale

Valorile medii ale coeficientului de frecare înregistrate în timpul încercării, pentru fontele luate în studiu, sînt date în figurile 1, 2, 3, 4 şi 5.

Din figura 1 rezultă că în cazul fontelor maleabile perlitice cu conţinut ridicat de sulf şi raportul $\frac{Mn}{S} = 1$ (Fmp 9) valoarea coeficientului de frecare minim stabilizat scade odată cu creşterea presiunii specifice. Presiunea specifică, la care au apărut tendinţe de prindere şi uzură sesizabile, a fost de 100 daN/cm². Perioada de rodaj variază în funcţie de valoarea presiunilor de contact, în general mai mare pentru presiuni mai mici şi invers, aşa cum se poate constata din figura 1. Micşorarea coeficientului de frecare final (după stabilizare) de la $\mu = 0{,}09$ pentru $p = 33{,}3$ daN/cm² la $\mu = 0{,}015$, cînd p creşte de la 33 la 100 daN/cm² se poate explica prin aceea că la presiuni mai mari asperităţile iniţiale ale suprafeţelor în contact se înlătură mai repede, îmbunătăţindu-se astfel contactul

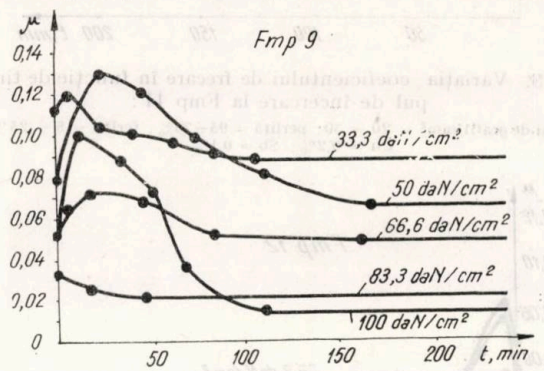


Fig. 1. Variaţia coeficientului de frecare în funcţie de timpul de încercare la Fmp 9 : $\frac{Mn}{S} = 1$ (fontă maleabilă perlitică cu conţinut ridicat de sulf).

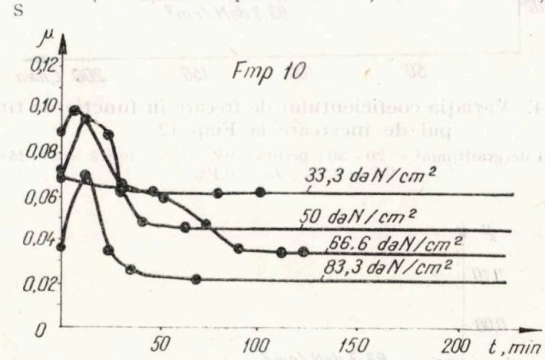


Fig. 2. Variaţia coeficientului de frecare în funcţie de timpul de încercare la Fmp 10 :
germeni de grafit/mm² = 20—30 ; perlită = 95 — 75% ; ferită = 5—25% ; Cu = 0,2% ; Sn = 0,1%.

Tabela 1

Simbolul fontei	Structura			Elementele de aliere				Observaţii
	Nr. nodul de grafit/mm²	Perlită, %	Ferită, %	Cu, %	Sn, %	Sb, %	Zn, %	
Fmp 9	—	—	—	—	—	—	—	$\frac{Mn}{S} = 1$ (fontă cu conţinut ridicat de sulf)
Fmp 10	20—30	95—75	5—25	0,2	0,1	—	—	—
Fmp 11	20—30	95—75	5—25	0,2	—	0,1	—	—
Fmp 12	20—30	95—75	5—25	0,2	—	—	0,1	—
Fmp 13	30—40	90 fină	10	2,0	—	—	—	Duritate HB 197—217

dintre suprafețele respective și micșorîndu-se ca urmare coeficientul de frecare.

În ceea ce privește fontele Fmp 10, Fmp 11 și Fmp 12 (tabela 1) acestea au aceeași structură, însă la același conținut de cupru (0,2%) conțin respectiv și 0,1% Sn,Sb și Zn.

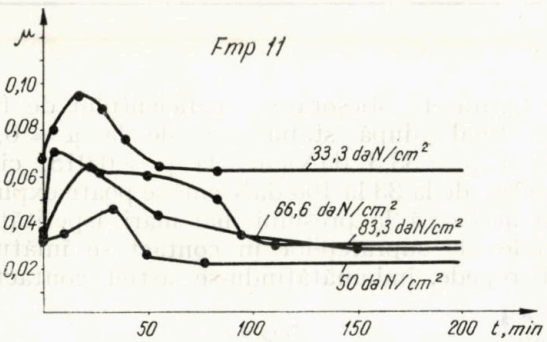


Fig. 3. Variația coeficientului de frecare în funcție de timpul de încercare la Fmp 11 :
germeni de grafit/mm² = 20 – 30; perlită = 95–75%; ferită = 5 – 25%; Cu = 0,2%; Sb = 0,1%.

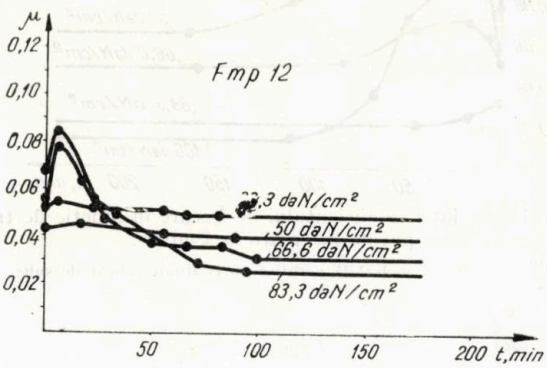


Fig. 4. Variația coeficientului de frecare în funcție de timpul de încercare la Fmp 12 :
germeni de grafit/mm² = 20–30; perlită = 95 – 75%; ferită = 5 –25%; Cu = 0,2%; Zn = 0,1%.

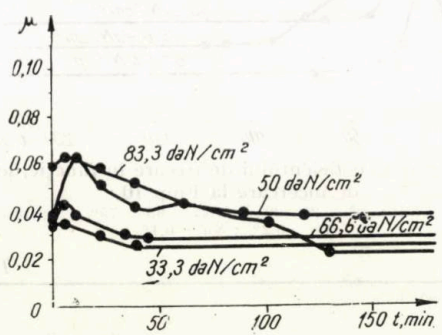


Fig. 5. Variația coeficientului de frecare în funcție de timpul de încercare la Fmp 13 :
germeni de grafit/mm² = 30–40; perlită fină = 90%; ferită = 10%; Cu = 2,0%; duritate = 197–217 HB.

Pentru Fmp 10, care conține 0,1% Sn, variația coeficientului de frecare este dată în figura 2. Din această figură rezultă că s-a menținut tendința de scădere a coeficientului de frecare cu creșterea presiunii de contact dar că presiunea maximă la care a apărut o uzură sesizabilă a probelor a fost de 83,3 daN/cm². Se constată, de asemenea, că perioada de rodaj s-a încheiat pentru toate presiunile încercate, cu excepția celei de $p = 66{,}6$ daN/cm², la intervale de timp sub 50 min. Valoarea coeficientului de frecare la fonta cu 0,1% Sn este mai restrînsă la cea cu sulf, fiind cuprinsă între 0,02 și 0,063.

În figura 3 sînt reprezentate valorile coeficientului de frecare pentru fonta maleabilă perlitică (Fmp 11) ce are ca element de aliere stibiul în procent de 0,1%. Examinînd figura 3 se constată că valoarea coeficientului de frecare prezintă un minim la presiunea specifică de 50 daN/cm², după care acesta crește, presiunea maximă la care a apărut uzura fiind de 83,3 daN/cm².

Perioada de rodaj la această fontă se mărește odată cu creșterea presiunii specifice, fiind cuprinsă între 50 și 120 min.

Pentru fontele maleabile perlitice cu 0,1% Zn (Fmp 12) valorile coeficientului de frecare sînt date în figura 4. Valoarea coeficientului de frecare la această fontă este mai puțin influențată de creșterea presiunii specifice decît s-a putut constata la celelalte categorii de fontă, descrise mai înainte. Coeficientul de frecare variază între limite și mai restrînse decît la calitățile anterioare de fontă, respectiv între 0,023 și 0,05, iar pe perioada de rodaj este de asemenea mai scurtă, fiind cuprinsă între 30 și 100 min.

În figura 5 sînt reprezentate valorile coeficientului de frecare în cazul fontelor maleabile perlitice aliate cu 2,0% cupru (Fmp 13). Se constată că, în comparație cu fontele anterioare, coeficientul de frecare este în general puțin influențat de presiunea specifică, prezentînd variații mai mari pentru presiunile specifice de 50 și 83,3 daN/cm² la care și perioada de rodaj este mai mare în comparație cu celelate presiuni specifice.

Pentru comparație în figura 6 s-a prezentat variația coeficientului de frecare stabilizat, în funcție de presiunea specifică pentru cele cinci fonte încercate și pentru bronzul Bz14T. Din această figură rezultă că în domeniul presiunilor specifice mici numai fontele maleabile cu procent ridicat de sulf $\left(\frac{Mn}{S} = 1\right)$ prezintă coeficientul de frecare mai mare decît bronzul Bz14T, celelalte fiind comparabile din acest punct de vedere. În jurul presiunii specifice de $p = 80$ daN/cm², valorile coeficientului de frecare se apropie foarte mult ; peste această valoare apar puncte de prindere, supraîncălziri mari ale probelor, iar coeficientul de frecare are tendințe de creștere (cu excepția fontei maleabile cu conținut ridicat de sulf, care prezintă proprietăți de antifricțiune pînă la $p = 100$ daN/cm²) în comparație cu Bz14T.

Încercările de laborator efectuate în condiții de ungere pe cupluri de OLC 45 (tratate super-

ficial prin CIF la durități de 48—51 HRc) pe fontă maleabilă perlitică cu conținut ridicat de sulf $\left(\frac{Mn}{S} = 1\right)$ sau aliate, respectiv cu staniu, zinc și cupru, arată că în general compoziția chimică influențează comportarea la antifricțiune.

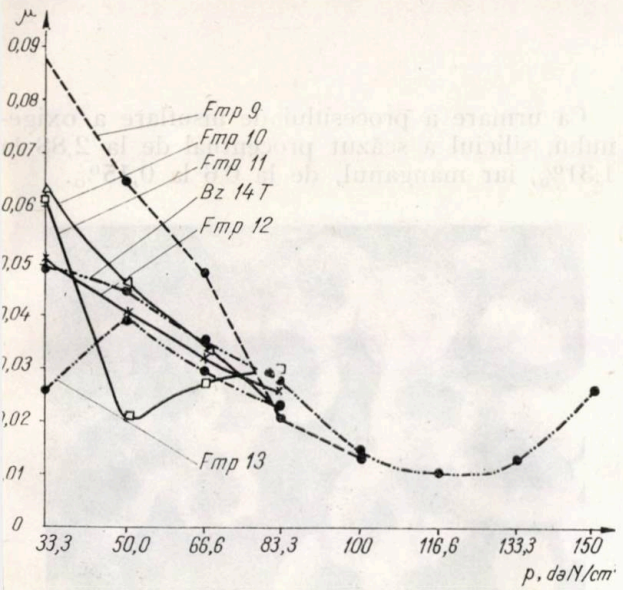


Fig. 6. Variația coeficientului de frecare stabilizat în funcție de presiunea specifică la cele cinci tipuri de materiale cercetate (fonte maleabile și Bz14T) :

– – – Fmp cu conținut ridicat de sulf $\left(\frac{Mn}{S} = 1\right)$ (Fmp 9); ——— – Fmp ab aliate, cu 20—30 germeni de grafit/mm², cu 95—75% perlită, 5 — 25% ferită și anume: Δ—Fmp slab aliată cu 0,2% Cu și 0,1% Sn (Fmp 0); □ — Fmp slab aliată cu 0,2% Cu și 0,1% Sb (Fmp 11); X — Fmp slab liată cu 0,2% Cu și 0,1% Zn (Fmp 12); –·–·– Fmp aliată cu 2,0% u, 30—40 germeni de grafit/mm², 90% perlită fină și 10% ferită (Fmp 13); —··—··— Bz 14 T.

Fontele maleabile perlitice cu conținut ridicat de sulf au o bună comportare la antifricțiune la presiuni mari.

La fontele cu aceeași structură (20—30 noduli de grafit/mm², 95—75% perlită, 5—25% ferită) cele aliate cu 0,1% Zn sînt superioare celor cu 0,1% Sn sau 0,1% Sb prin valorile mici și limitele restrînse în care variază coeficientul de frecare (pe tot parcursul încercării) în funcție de presiunea de contact.

Fontele maleabile perlitice cu 2% Cu, avînd circa 30—40 noduli de grafit/mm², 90% perlită de granulație fină, 10% ferită, s-au comportat cel mai bine.

Procesul de rodaj se execută mai ușor la fonta aliată cu 0,2 % Cu și 0,1% Zn și la fonta aliată cu 2% Cu decît la celelalte tipuri de fonte.

În general cuprul și zincul îmbunătățesc proprietățile de antifricțiune ale fontelor maleabile perlitice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Crudu I., Ștefănescu I., Avram M., Brătescu Cr., Morait R. și Ștefănescu Gh. *Contribuții la studiul influenței structurii fontelor maleabile perlitice asupra proprietăților de antifricțiune.* Lucrare prezentată la sesiunea ICEM din 12—14 septembrie, 1973.

[2] Ștefănescu D.M. *Elaborarea fontelor aliate pentru piese destinate industriei metalurgice, energetice, chimice și construcțiilor de mașini.* Sinteză documentară D2—37. Centrul de documentare și publicații tehnice al industriei metalurgice, 1972.

[3] Piwowarski E. *Fonte de înaltă calitate.* București, Editura tehnică, 1967.

[4] Brătescu Cr. *Stadiul actual al cercetărilor privind reducerea ciclului de maleabilizare a fontelor. Noutăți în obținerea unor fonte maleabile cu caracteristici superioare.* Sinteză documentară D2—06. Centrul de documentare și publicații tehnice al industriei metalurgice, 1973.

rocedeu japonez de formare sub vid

În Japonia a fost elaborată o nouă tehnologie de formare ı ajutorul vidului. Materialul de formare este un nisip de uarț uscat fără nici un fel de liant. Forma obține rezistența ecesară prin aspirare cu ajutorul unei instalații de vid, iar uprafața liberă a formei este etanșată de o folie din plastic. entru formare se utilizează o placă de model prevăzută cu o ımeră de vid, care este legată de orificiile din model. Pe est model se pune o folie din material plastic. Datorită idului și încălzirii ea aderă strîns la model. În continuare ste montată rama de formare, care este și ea dotată cu o ımeră de vid, peste model se toarnă nisipul de cuarț uscat se acoperă, după compactarea prealabilă a nisipului prin uturare, iar pe suprafața lui liberă se pune tot o folie de astic. Producerea vidului în rama de formare și lichidarea ncomitentă a vidului în placa model face posibilă ridicarea mei de formare. Cît timp rama de formare se află sub inuența vidului, forma protejată de folie își menține configura- a și este suficient de rigidă pentru executarea tuturor operați- r de asamblare și umplere cu metal lichid. Evacuarea vidui duce la căderea din formă a piesei turnate împreună cu sipul uscat.

Przeglad Odlewnictwa, Polonia, nr. 12, 1973, p. 417—418)

INFORMAȚII TEHNICO—ECONOMICE

Construirea unei minioțelării la St-Saulve

Societatea franceză Vallourec a decis construirea unei minioțelării la St-Saulve în apropiere de Valenciennes. Această unitate va asigura pentru Vallourec aprovizionarea cu semifabricate rotunde pentru țevi. Ea va cuprinde un cuptor electric de 60/65 t și o instalație turnare continuă rotativă cu patru fire, ce va produce direct semifabricate rotunde pentru țevi, pe baza unui procedeu pus la punct de Vallourec și Imphy. Capacitatea anuală prevăzută este de 180 mii t, iar punerea în funcțiune este prevăzută pentru sfîrșitul lui 1974.

Îmbunătățirea productivității va fi adusă de turnarea continuă rotativă, ce va furniza semifabricate rotunde pentru țevi la un preț de cost mai bun decît procesul clasic al lingoului laminat în bare rotunde.

Pînă la sfîrșitul lui 1975 vor exista șapte minioțelării în Franța, iar capacitatea lor totală de producție va reprezenta circa 900 mii t anual. Procedeul Vallourec-Imphy funcționează de doi ani, iar două instalații sub licență sînt în curs de construcție în S.U.A. și în Japonia.

(La Métallurgie et la Construction Mécanique, Franța, vol. 105, 1973, p. 96)

Cercetări experimentale în legătură cu utilizarea deșeurilor din oțel pentru fabricarea fontei cu grafit nodular

Conf. dr. ing. S. Șontea
Universitatea din Craiova
Ing. Gh. Murarețu și ing. D. Drăgănescu
Întreprinderea Electroputere — Craiova

CZ 669.131.7 :669.14.002.68

În lucrarea de față se prezintă pe scurt rezultatele obținute la fabricarea fontei cu grafit nodular utilizînd deșeurile din oțel carbon de construcții sau deșeurile din tablă silicioasă, iar ca agregat pentru elaborare, un cuptor cu inducție industrial.

Experimentări în laborator

Elaborarea fontei cu grafit nodular, folosind fonta de Vlăhița în amestec cu recirculările din șarjele anterioare, a fost verificată și practicată cu mult timp în urmă [8].

Utilizarea tablei silicioase în încărcătură nu a fost încă verificată. Pentru aceasta experimentările inițiale s-au realizat în laborator într-un cuptor de inducție acid de 20 kg, în care încărcătura a fost formată din fontă recirculată și tablă silicioasă. Modificarea s-a făcut cu FeSiCaMgBa, iar postmodificarea, cu FeSi75. Rezultatele au fost concludente atît din punct de vedere al proprietăților mecanice, cît și din punct de vedere structural. S-au obținut : rezistența la rupere 39—45 daN/mm²; alungirea relativă 15—20%; duritatea 180—200 daN/mm². Structura după tratamentul de feritizare a fost complet feritică.

Din surse bibliografice [1], [2] se cunoaște că s-au înregistrat tehnologii în care datorită unei dozări corespunzătoare a compoziției chimice a încărcăturii, mai ales din punct de vedere al manganului, se ajunge ca prin elaborare directă să se obțină fonte cu grafitul în formă de nodule cu masa feritică sau perlitică. Pentru aceasta, uilizînd același cuptor de inducție și o încărcătură formată din : fontă recirculată 5 kg; deșeu oțel 1 kg; deșeu din tablă silicioasă 4 kg s-au elaborat mai multe șarje. După topire, cu ajutorul unei țevi din cupru, cu diametrul interior de 18 mm, s-a insuflat în baie oxigen, la presiunea de 2 at, timp de 5 min, după care s-a eliminat zgura, s-a executat modificarea și postmodificarea. Fonta obținută are nodulele de grafit de 40—60 μm. Suprafața ocupată de acestea în cîmp este de circa 5%. În stare atacată chiar din turnare fonta are o structură perlito-feritică nodulară (fig. 1).

La încercările mecanice pe această fontă s-au obținut 58 daN/mm² ca limită de curgere; 60 daN/mm² ca rezistență de rupere și 7% alungire lativă. Duritatea a fost de 230 daN/mm².

Ca urmare a procesului de insuflare a oxigenului, siliciul a scăzut procentual de la 2,88 la 1,31%, iar manganul, de la 0,6 la 0,15%.

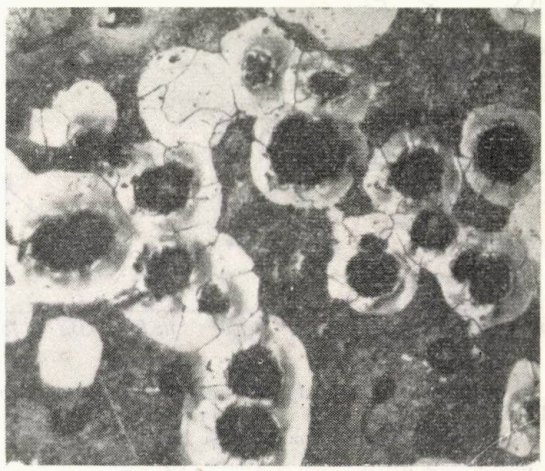


Fig. 1. Microstructura fontei perlito-feritice nodulare obținută direct din turnare; 100 :1 ; atac cu acid azotic

Experimentări în producție la utilizarea deșeurilor din oțel carbon obișnuit. Rezultate

Pentru verificarea posibilităților de utilizare a deșeurilor din oțel carbon obișnuit s-au folosit mai multe variante. În tabela 1 se prezintă variantele de încărcătură și numărul de șarje cercetate pe un cuptor cu inducție de 3,5 t.

Tabela 1

Nr. crt.	Încărcătura	Nr. șarjei	Nr. crt.	Încărcătura	Nr. șarjei
a	200 kg deșeuri oțel, restul recirculări	5	f	1 600 kg deșeuri oțel, restul recirculări	
b	600 kg deșeuri oțel, restul recirculări	79	g	încărcătura numai din recirculări	45
c	500 kg deșeuri oțel, restul recirculări	14	h	500 kg fontă de cocs, 1 200 kg deșeuri oțel, restul recirculări	
d	1 000 kg deșeuri oțel, restul recirculări	7	i	1 000 kg fontă cocs, 1 000 kg deșeuri oțel, restul recirculări	
e	1 200 kg deșeuri oțel, restul recirculări	29			

Conducerea procesului tehnologic la elaborare a fost următoarea :

— sortarea deşeurilor de oţel, debitarea la dimensiuni corespunzătoare, introducerea în cuptor peste o încărcătură lichidă care a reprezentat întotdeauna mai mult de 30% din capacitatea cuptorului, topirea. Materiile prime introduse în cuptor au fost cîntărite ;

— prelevarea probelor pentru analiza chimică (carbon, sulf, mangan, siliciu), observaţii vizuale pe spărtura probei, introducerea elementelor pentru corectarea analizei, continuarea topirii şi a urcării temperaturii fontei, curăţarea zgurei ;

— turnarea fontei în oală pentru modificare (1 200 kg), transvazarea în oală pentru postmodificare, curăţarea zgurei, verificarea în spărtură a probei şi turnarea.

Pentru aceasta s-au utilizat doi modificatori : *1*—FeNiMg (50—65% Ni ; 12 — 17%Mg ; restul fier) ; *2*—FeSiCaMgBa (13—19% Mg ; 30 — —40% Si ; 3—6% Ca ; 0,7—1,1% Ba ; restul fier).

Folosirea primului modificator s-a făcut numai pentru comparaţie întrucît în procesul de producţie se utilizează numai în cazuri speciale. Aprecierea calităţii fontelor elaborate s-a făcut pe baza încercărilor mecanice şi analizelor fizice. Din fiecare şarjă s-au turnat probe care s-au tratat termic o dată cu piesele, iar după aceea s-au prelucrat şi tras. De asemenea, s-a analizat influenţa cantităţii şi calităţii modificatorului utilizat.

În cea mai mare parte a variantelor cantitatea de modificator a variat de la 6—18 kg, ceea ce înseamnă 0,5—1,5% din încărcătură.

În figurile 2,*a*—2,*e* se prezintă grafic rezultatele centralizate cu privire la proprietăţile mecanice obţinute în funcţie de calitatea modi-

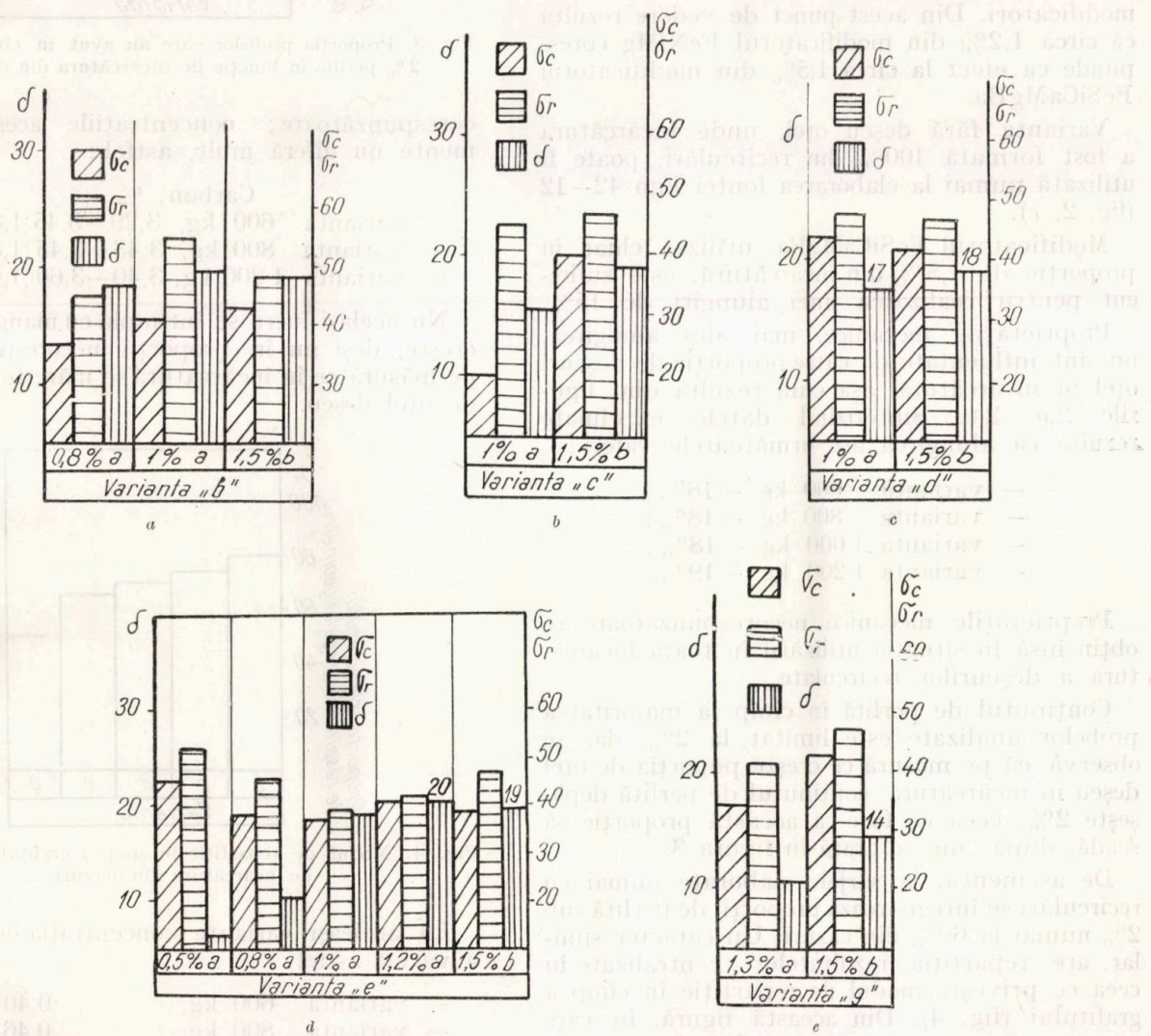


Fig. 2. *a*—proprietăţile mecanice ale fontelor elaborate cu 5% deşeuri din oţel în încărcătură ; *b*—proprietăţile mecanice ale fontelor elaborate cu 22% deşeuri din oţel în încărcătură ; *c*—proprietăţile mecanice ale fontelor elaborate cu 27% deşeuri din oţel în încărcătură ; *d*—proprietăţile mecanice ale fontelor elaborate cu 30% deşeuri din oţel în încărcătură ; *e*—proprietăţile mecanice ale fontelor elaborate în întregime din deşeuri.

ficatorului, precum și în funcție de varianta de elaborare, adică de compunerea șarjei.

După cum rezultă din figura 2, *a* modificatorul FeSiCaMgBa asigură proprietăți corespunzătoare la o proporție de 1,3% în încărcătură.

La varianta cu 600 kg deșeu oțel în încărcătură modificatorul FeNiMg este suficient chiar în proporție de 0,8% din încărcătură, însă o creștere a acestuia pînă la 1% aduce îmbunătățiri proprietății de plasticitate.

Aceleași observații se pot face pentru varianta cu 800 kg oțel deșeu în încărcătură (fig. 2,*b*) și varianta cu 1 000 kg oțel deșeu în încărcătură (fig. 2, *c*).

La varianta cu 1 200 kg oțel deșeu în încărcătură se remarcă însă că modificatorul FeNiMg sub proporția de 0,8% în încărcătură nu asigură o modificare corespunzătoare (fig. 2,*d*). Din aceleași figuri se poate face și o comparație între eficiența modificării realizată cu cei doi modificatori. Din acest punct de vedere rezultă că circa 1,2% din modificatorul FeNiMg corespunde ca efect la circa 1,5% din modificatorul FeSiCaMgBa.

Varianta fără deșeu oțel, unde încărcătura a fost formată 100% din recirculări, poate fi utilizată numai la elaborarea fontei Fgn 42—12 (fig. 2, *e*).

Modificatorul FeSiCaMgBa, utilizat chiar în proporție de 1,5% din încărcătură, este suficient pentru realizarea unei alungiri de 15%.

Proprietățile mecanice, mai ales alungirea, nu sînt influențate de către proporția de deșeuri oțel în încărcătură, așa cum rezultă din figurile 2,*a*—2,*e*. Sintetizînd datele exprimate rezultă că alungirea are următoarele valori:

— varianta 600 kg —18%;
— varianta 800 kg —18%;
— varianta 1 000 kg —18%;
— varianta 1 200 kg —19%.

Proprietățile mecanice necorespunzătoare se obțin însă în situația utilizării în toată încărcătura a deșeurilor recirculate.

Conținutul de perlită în cîmp la majoritatea probelor analizate este limitat la 2%, dar se observă că pe măsură ce crește poporția de oțel deșeu în încărcătură conținutul de perlită depășește 2%, ceea ce face ca această proporție să scadă, după cum se arată în figura 3.

De asemenea, la șarjele elaborate numai cu recirculări se înregistrează proporții de perlită sub 2% numai la 60% din cazuri. Un caracter similar are repartiția rezultatelor centralizate în ceea ce privește modul de repartiție în cîmp a grafitului (fig. 4). Din această figură, în care s-a grupat proporția caracterului de „regulat geometric" al nodulului, rezultă că acest caracter descrește pe măsură ce ponderea de deșeu de oțel crește în încărcătură. Cea mai mică proporție se înregistrează la șarjele elaborate fără oțel în încărcătură.

Din punct de vedere al compoziției chimice tehnologia folosită pentru corectarea încărcăturii în ceea ce privește carbonul și siliciul este

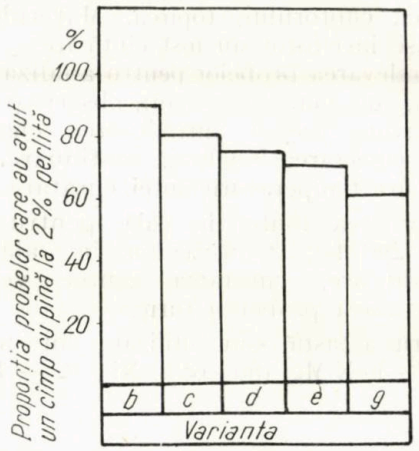


Fig. 3. Proporția probelor care au avut în cîmp pînă la 2% perlită în funcție de încărcătura din deșeuri.

corespunzătoare; concentrațiile acestor elemente nu diferă mult, astfel:

	Carbon, %	Siliciu, %
— varianta	600 kg, 3,29—3,45	1,80—2,32
— varianta	800 kg, 3,43—3,45	1,86—2,33
— varianta	1 200 kg, 3,40—3,60	1,68—2,42

Nu același lucru se întîmplă cu manganul care crește, deși nu în proporții necorespunzătoare pe măsură ce în încărcătură se mărește proporția de oțel deșeu.

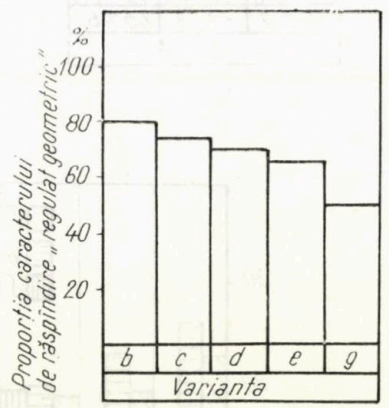


Fig. 4. Modul de repartiție în cîmp a grafitului în funcți de încărcătura din deșeuri.

La aceleași variante concentrația de manga a variat astfel:

— varianta 600 kg, 0,40—0,49%
— varianta 800 kg, 0,46—0,48%
— varianta 1 200 kg, 0,46—0,58%

Suprafața ocupată de grafit în cîmp pest 80% din cazurile analizate reprezintă 12%

S-a mai remarcat o ușoară diferențiere între diametrul mediu al nodulului de grafit, între cei doi modificatori; astfel: la șarjele elaborate cu modificatorul FeNiMg peste 50% din șarje au diametrul mediu de 40/60 μm, în timp ce la șarjele elaborate cu modificatorul FeSiCaMgBa numai 29% din șarje au aceste dimensiuni, caracterizîndu-se în general prin dimensiuni mai mici. Cantitatea de grafit în cîmp este mai mare în cazul modificatorului FeSiCaMgBa care la peste 50% din șarje are cantități de grafit în cîmp care depășește 8%, în timp ce șarjele modificate cu FeNiMg au aproape 90% din cazuri pînă la 8% grafit în cîmp. Din analiza rezultatelor prezentate se observă că la încărcături cu 300—500 kg se realizează, de asemenea, proprietăți mecanice și caracteristici structurale bune.

La utilizarea a 1 000 kg fontă brută de Călan nu se mai obțin însă proprietăți mecanice corespunzătoare.

Cercetările experimentale în legătură cu utilizarea deșeurilor din oțel la fabricarea fontei feritice nodulare au scos în evidență următoarele:

— există posibilitatea ca în procesul tehnologic să se completeze conținutul de carbon și siliciu, atunci cînd se lucrează cu deșeuri de oțel;

— procesul de elaborare se complică, ținînd cont de analizele rapide strict necesare, cîntărirea și dozarea deșeurilor din oțel și a restului de încărcătură;

— deșeul din oțel trebuie debitat în bucăți mici care să poată fi ușor asimilate și totodată ușor de introdus în cuptor;

— cantitatea de modificator FeSiCaMgBa necesară este de 1,2% din încărcătură;

— pentru a nu prelungi prea mult durata elaborării șarjelor este indicat ca deșeul din oțel să reprezinte nu mai mult de 1 200 kg în încărcătură;

— o altă condiție esențială pentru reușita acestei acțiuni este operativitatea și calitatea muncii în laboratorul chimic, care trebuie să asigure metode rapide de lucru la determinarea carbonului, siliciului, manganului, fosforului și sulfului în fonte.

Experimentări în producție la utilizarea deșeurilor din tablă silicioasă. Rezultate

Încărcătura în șarjele elaborate experimental a fost formată din tablă silicioasă deșeu, recirculări și fier vechi. Cantitatea de tablă silicioasă deșeu folosită a fost de 600, 800 și 1 000 kg, ceea ce reprezintă 15, 22 și 27% din încărcătură. Calculul șarjei s-a efectuat în funcție de compoziția chimică a elementelor încărcăturii, pe de o parte, și de compoziția chimică finală a fontei, pe de altă parte. Calculul acestor elemente a rezultat după cum urmează:

fonta lichidă înainte de nodulizare trebuie să aibă următoarea compoziție chimică: $4a_1 + 2a_2 + 0{,}4a_3 + 0{,}05a_4 + 0{,}03a_5 + 93{,}52a_6 = 100$, unde a_1 reprezintă carbonul; a_2—siliciul; a_3—manganul; a_4—fosforul; a_5—sulful și a_6—fierul.

Dacă se consideră X elementul respectiv de concentrație, în fonta recirculată a_{11}, în tabla silicioasă a_{12} și în deșeul de fier vechi a_{13}, iar în baia existentă a_{14}, atunci o încărcătură de 3 600 kg se repartizează astfel:

carbonul $X_{11}a_{11} + X_{12}a_{12} + X_{13}a_{13} + X_{14}a_{14} = 142$ kg;

siliciul $X_{21}a_{21} + X_{22}a_{22} + X_{23}a_{23} + X_{24}a_{24} = 72$ kg;

manganul $X_{31}a_{31} + X_{32}a_{32} + X_{33}a_{33} + X_{34}a_{34} = 14{,}4$ kg;

fosforul $X_{41}a_{41} + X_{42}a_{42} + X_{43}a_{43} + X_{44}a_{44} = 1{,}8$ kg;

sulful $X_{51}a_{51} + X_{52}a_{52} + X_{53}a_{53} + X_{54}a_{54} = 1{,}08$ kg;

fierul $X_{61}a_{61} + X_{62}a_{62} + X_{63}a_{63} + X_{64}a_{64} = 3\,368{,}72$ kg.

Întrucît în procesul de elaborare nu se produc efecte de oxidare pentru mangan, sulf și fosfor, calculul pentru 3 600 kg încărcătură trebuie să respecte restricțiile ca manganul, fosforul și sulful să fie cantitativ sub cantitățile deduse din echilibru, adică mai mici de 14,4; 1,8 și, respectiv 1,08 kg.

Tabla silicioasă a avut următoarea compoziție chimică: 0,05% C; 3% Si; 0,6% Mn; 0,1% S; 0,1% P.

În ceea ce privește compoziția chimică a fontei din recirculări luată în considerație, aceasta a fost următoarea: 3,6% C; 2% Si; 0,6% Mn; 0,04% S; 0,1% P. Calculînd în felul acesta încărcătura în șarje a rezultat că prin utilizarea tablei silicioase se compensează necesarul suplimentar de siliciu însă rezultă un deficit de carbon, care se aduce prin utilizarea prafului de grafit. Proporția de mangan, sulf și fosfor se poate respecta la limitele calculate.

Tabla silicioasă utilizată este cea rezultată ca deșeu în fabrica de transformatoare. Ea are grosimea de 0,33 mm, fiind acoperită pe ambele fețe cu o izolație. S-au utilizat deșeuri de lățime mică (5—50 mm) și lungime variabilă, așa cum rezultă la debitarea inițială a tablei din rulouri.

La varianta cu 600 kg tablă silicioasă s-a pornit de la încărcătura formată în întregime din recirculări, după ce din aceasta s-a turnat 1/3. Peste încărcătura rămasă s-au introdus 600 kg tablă silicioasă deșeu și s-a completat carbonul cu ajutorul a 50 kg grafit.

Tabla silicioasă se asimilează într-un timp foarte scurt datorită grosimii mici. Materialul este atras puternic în interiorul băii prin acțiunea cîmpului electric. Încărcarea cuptorului se efectuează mult mai comod, întrucît se eli-

mină mînuirea care se face bucată cu bucată în cazul fierului vechi. Nu s-au remarcat dezechilibrări în sistemul de alimentare, comandă și control a cuptorului. Modificarea finală a șarjei s-a făcut cu 18 kg FeSiCaMgBa, iar postmodificarea, cu 6 kg FeSi.

Un avantaj material suplimentar la utilizarea tablei silicioase a fost și acela că s-a eliminat din materialele de bază ferosiliciul.

Compoziția chimică a fontei din șarja *a* (elaborată cu tablă silicioasă), comparativ cu șarja *b* (elaborată fără tablă silicioasă) este următoarea :

	C,%	Si,%	Mn,%	S,%	P,%
b	3,8	1,84	0,69	0,011	0,056
a	4,18	2,3	0,60	0,012	0,050

Proprietățile mecanice comparative ale fontei după tratamentul de feritizare sînt următoarele :

	Rezistența la rupere, daN/mm²	Limita de curgere, daN/mm²	Alungirea, %	Duritatea, HB (187,5/30/2,5)		
b	48,4	40,7	20	170 ;	170 ;	170
a	58,1	49,5	19,6	187 ;	187 ;	187

Din punct de vedere structural au fost prelevate mai multe probe :

— șarja *b* (fără tablă silicioasă) în stare modificată după tratament ;

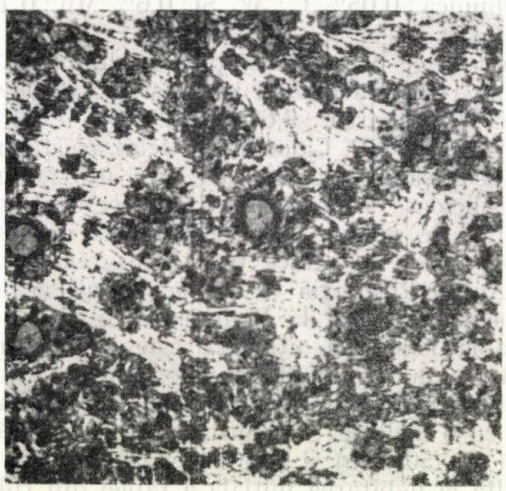


Fig. 5, *a*. Microstructura fontei elaborate cu deșeuri din tablă silicioasă, în proporție de 15 %, înainte de tratamentul de feritizare 100 :1 ; atac cu acid azotic.

— șarja *a* în stare modificată fără tratament de feritizare și modificată după acest tratament.

În figura 5, *a* se prezintă microstructura fontei din șarja *a* modificată cu FeSiCaMgBa.

Din microstructura prezentată se observă că modificarea se face în toată structura, cu noduli uniform distribuiți în cîmp și de o formă

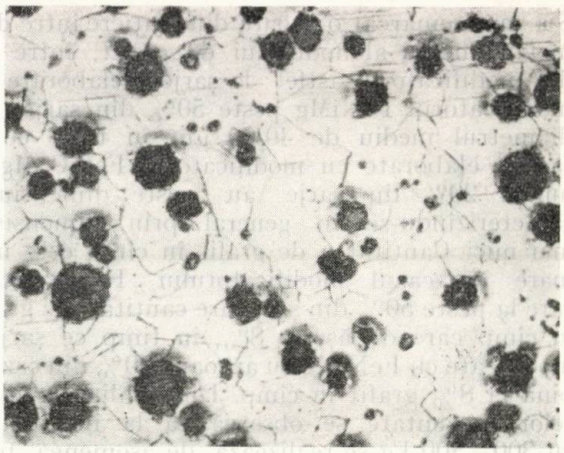


Fig. 5, *b*. Microstructura fontelor elaborate cu deșeuri din tablă silicioasă, în proporție de 15 %, după tratamentul de feritizare 100 :1 ; atac cu acid azotic.

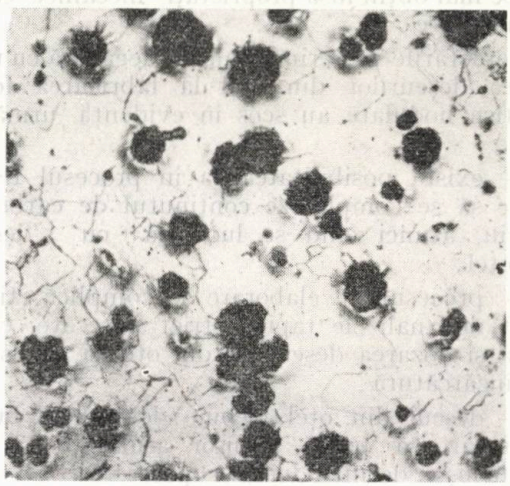


Fig. 5, *c*. Microstructura fontei elaborate fără deșeuri din tablă silicioasă, după tratamentul de feritizare 100 :1 ; atac cu acid azotic.

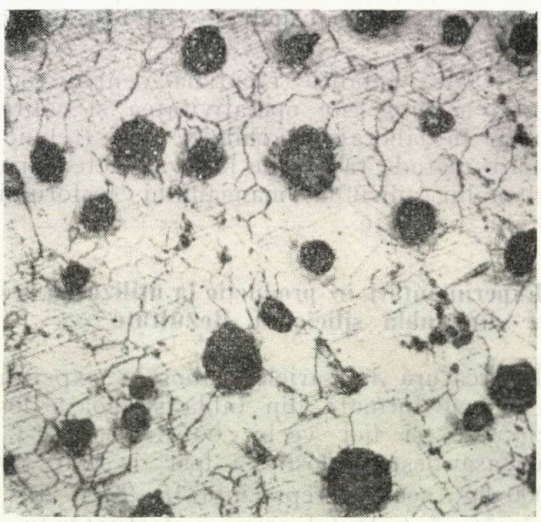


Fig. 5, *d*. Microstructura fontei elaborate cu deșeuri din tablă silicioasă, în proporție de 22 %, după tratamentul de feritizare 100 :1 ; atac cu acid azotic.

regulată. Restul structurii este formată din ledeburită și cementită primară.

După tratamentul de feritizare se obține o fontă complet feritică cu noduli caracterizați la fel ca în stare netratată (fig. 5, *b*).

După STAS 6905—64 suprafața ocupată de grafit este între 8 și 12 %, cu diametrul nodulului între 60 și 100 μm, de o formă nodulară cu caracter regulat geometric.

În figura 5, *c* se prezintă spre comparație microstructura după tratamentul de feritizare a șarjei schelet *b* (fără tablă silicioasă) la mărire 100 :1. Din această figură și interpretarea cantitativă a modului de repartiție a grafitului se remarcă aceleași caracteristici, cu mențiunea că nodulii sînt mai neomogeni în ceea ce privește uniformitatea dimensională.

La varianta cu 800 kg tablă silicioasă peste încărcătura rămasă în cuptor dintr-o elaborare anterioară s-au introdus cele 800 kg tablă silicioasă deșeu și s-a completat cu 50 kg fier deșeu și recirculări. Conținutul de carbon a fost compensat și aici prin introducerea în baie a 50 kg grafit.

Compoziția chimică a șarjelor elaborate este prezentată în tabela 2, iar proprietățile mecanice ale acestora,în tabela 3.

Tabela 2

Șarja	C, %	Si, %	Mn, %	S, %	P, %
1	3,15	2,69	0,37	0,018	0,059
2	3,18	2,96	0,57	0,019	0,055
3	2,66	3,26	0,33	0,02	0,055
4	4,39	2,90	0,42	0,019	0,060
5	2,90	2,90	0,53	0,018	0,063

Tabela 3

Nr. șarjei	Limita de curgere, daN/mm²	Rezistența la rupere, daN/mm²	Alungirea, %	Duritatea, HB (187,5/30/2,5)		
1	40,2	48,7	19,6	170	170	170
2	40,7	49,5	22	176	176	176
3	45,9	51	18	187	187	187
4	43,4	49,5	22	187	187	187
5	44,5	51	18	187	187	187

Tabela 4

Nr. crt.	C, %	Si, %	Mn, %	S, %	P, %
1	3,14	3,1	0,51	0,019	0,076
2	3,22	3,1	0,54	0,020	0,065

Modificarea se produce și în această situație în toată masa cu noduli uniformi ca mărime și cu distribuție constantă.

După modificare fonta are o structură complet feritică (fig. 5, *d*), în care grafitul ocupă un cîmp între 8 și 12%, avînd diametrul nodulului peste 100 μm, cu caracter regulat geometric. La această

Tabela 5

Nr. șarjei	Limita de curgere, daN/mm²	Rezistența la rupere, daN/mm²	Alungirea, %	Duritatea, HB (187,5/30/2,5)		
1	42	54,6	16,4	187	187	187
2	54,7	58,5	16	207	207	207

variantă completarea conținutului de carbon s-a făcut cu 60 kg grafit. Modificarea s-a făcut cu 18 kg FeSiCaMgBa, iar postmodificarea, cu 16 kg FeSi.

Compoziția chimică a șarjelor elaborate este dată în tabela 4, iar proprietățile mecanice ale celor două șarje sînt prezentate în tabela 5.

Microstructura probelor prelevate reprezintă aceleași caracteristici ca cele descrise anterior.

Față de rezultatele cercetărilor efectuate pe același agregat, cînd s-au elaborat șarje la care încărcătura de bază o constituie recirculările, în ipoteza folosirii tablei silicioase se obțin modificări mult superioare ca uniformitate geometrică și răspîndire în cîmp. Folosirea tablei silicioase aduce o micșorare a timpului de elaborare. Utilizarea deșeurilor ușurează munca fizică a muncitorilor, evitînd manevre, debitări prin sudură, stropiri etc., iar efectul economic este evident.

Este posibil ca deșeurile din tablă silicioasă să fie utilizate pentru elaborarea unor fonte pure, care încă de la turnare să aibă o masă perlitică sau feritică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Zoia R. și Masi H. *Fonta brută pentru producția fontei cu grafit nodular.* I.D.T., 1970.

[2] Sofroni L. și Ștefănescu D.M. *Fonte modificate cu proprietăți superioare.* Editura tehnică, 1971, p. 167—200.

[3] Percheron J.C. și Septier L. *Contribuții la studiul tratamentului fontelor cu grafit nodular.* Revue de Métallurgie, Franța, mai, 1971.

[4] x x x *Obținerea fontelor cu proprietăți speciale pentru turnătorii, cu conținuturi scăzute de Mn, P și S.* I.D.T., 1970.

[5] Haastert H.P. *Fontă specială cu grafit nodular pentru turnătorie.* Métallurgie et la Construction Mécanique, nr. 1, 1969, p. 22—24.

[6] Decrop M. și Mavegerie J.C. *Turnarea pieselor mici din fontă cu grafit nodular în forme crude.* Fonderie, Franța, iunie, 1969, p. 275—281.

[7] Modl E.K. *Fontă de calitate superioară cu grafit lamelar sau sferoidal, pentru piese de turnătorie avînd pereți subțiri.* Revue technique Sulzer, nr. 1, 1964, p. 69—75.

[8] Șontea S. *Cercetări experimentale privind determinarea unor corelații dintre structură și proprietățile mecanice ale fontelor nodulare feritice.* Planul de cercetări al uzinei „Electroputere", 1971.

Unele aspecte privind aportul caloric extern și folosirea oxigenului la topirea în suspensie a șarjelor cuproase

Ing. C. Georgescu și ing. Rodica Roman
Institutul de proiectări și cercetări pentru industria metalelor neferoase și rare — București

CZ 669.332 :66.096.5

Este bine cunoscut că procesul de topire în suspensie a șarjelor cuproase a adus o serie de avantaje față de topirea în cuptorul cu vatră, printre care se numără și utilizarea mai rațională a căldurilor de reacție și, ca urmare, reducerea consumului suplimentar de combustibil (aportul caloric extern) cu circa 60%. Este evident că, în cadrul unui proces de topire concentrativă — topirea pentru mată — pe lîngă compoziția șarjei, este important și procentul de cupru ce trebuie realizat în mată, mai bine zis, gradul de concentrare al matei în cupru, care condiționează oxidarea unei cantități mai mari sau mai mici de sulfură de fier și adaosuri de fondanți pentru formarea zgurei. Ținînd seamă de aceste elemente, o serie de autori se ocupă de bilanțul termic la topirea în suspensie a concentratelor cuproase, arătînd pe bază de calcul care este regimul de funcționare a cuptorului în ceea ce privește necesarul de combustibil suplimentar (cînd se vorbește de combustibil suplimentar, în articolul de față se înțelege cal/g șarjă, în afara celor produse din reacțiile chimice). Unii fac numai bilanțuri termice fără a ajunge la o relație generală care să arate care este condiția de topire autogenă (fără să se mai facă de fiecare dată bilanțul termic), alții consideră de la bun început că aerul se preîncălzește la 650°C, deci au un aport caloric exterior pe care-l introduc în bilanț pentru a găsi condiția de topire autogenă. În unele cazuri, deși s-a ajuns la o relație generală, aceasta este raportată la compoziția rațională a concentratului și, deci, este destul de greoaie.

Pe lîngă acestea, este bine cunoscut că folosirea aerului îmbogățit în oxigen îmbunătățește considerabil bilanțul termic al agregatelor metalurgice și, alături de alte avantaje, s-a impus tot mai mult în pirometalurgia extractivă. Ar fi interesantă, din acest punct de vedere, o relație generală care să exprime condiția de topire autogenă și funcție de conținutul de oxigen în aerul tehnologic suflat. În lucrarea de față s-a propus să se rezolve unele din cerințele formulate mai sus, avînd evident la bază lucrările anterioare din acest domeniu.

Ecuațiile principale care descriu compoziția produselor topirii, necesarului de oxigen și bilanțul termic

Avetisian dă diagrama componenților de bază ai matei după care conținutul teoretic de sulf este dat de ecuația:

$$S_m^t = 36{,}25 - 0{,}203\,E, \% \qquad (1)$$

unde: S_m^t și E reprezintă conținutul de sulf teoretic și cupru în mată.

După aceleași date teoretice, conținutul de fier în mată va fi:

$$Fe_m = 63{,}5 - 0{,}792\,E, \% \qquad (2)$$

Diferența între conținutul teoretic de sulf în mată și cel practic va fi:

$$\Delta S = 36{,}25 - 0{,}203\,E - S_m \qquad (3)$$

Această cantitate de sulf corespunde următoarei cantități de FeS:

$$FeS = \frac{(36{,}25 - 0{,}203E - S_m)88}{32} =$$

$$= 99{,}5 - 0{,}56E - 2{,}75S_m \qquad (4)$$

Această scădere a cantității practice de sulf în mată se explică prin oxidarea cantității de FeS dată de ecuația (4) pînă la magnetită. De aici se poate deduce cantitatea de oxigen din mată și anume:

$$0_{2_m} = \frac{(99{,}5 - 0{,}56E - 2{,}75\,S_m)64}{232} =$$

$$= 27{,}4 - 0{,}154E - 0{,}757S_m, \% \qquad (5)$$

Cantitatea de fier oxidat pînă la Fe_3O_4 din mată va fi:

$$Fe_m^{oxid} = \frac{(27{,}4 - 0{,}154E - 0{,}757S_m)168}{64} =$$

$$= 72{,}0 - 0{,}404\,E - 1{,}99\,S_m, \% \qquad (6)$$

Conținutul practic al sulfului în mată, după Avetisian, este:

$$S_m = 27{,}0 - 0{,}0875\ E, \ \% \qquad (7)$$

Dacă în ecuația (5) se înlocuiește S_m cu valoarea dată de ecuația (7) se obține:

$$0_{2_m} = 7{,}0 - 0{,}0878\,E, \% \qquad (8)$$

De asemenea înlocuind în ecuația (6) valoarea lui S_m din (7) se obține:

$$Fe_m^{oxid} = 18{,}3 - 0{,}23\,E, \% \qquad (9)$$

Deoarece, în mată suma : $E + S_m + 0_{2_m} + Fe_m^{oxid} + Fe_m^{neoxid} = 100\,\%$, Fe_m^{neoxid} este egal cu :

$$Fe_m^{neoxid} = 100 - [E + (27 - 0{,}0875\,E) + (7{,}0 - 0{,}0878\,E) + (18{,}3 - 0{,}23\,E)] = 47{,}7 - 0{,}594E, \% \quad (10)$$

Verificînd ecuațiile (2) și (7) cu rezultatele practice obținute într-o instalație pilot, rezultă că ele descriu bine procesele reale din cuptorul de topire în suspensie (datele reale se înscriu bine în jurul curbei teoretice) (fig. 1).

Cantitatea de zgură, după Egorov, este dată de relația :

$$b = 100 - x - 1{,}286\,a Fe_m + 0{,}286y - z + b\,Cu_{zg} + b\,S_{zg}, \%\ \text{din șarjă} \quad (11)$$

unde :

x este Cu din șarjă, % ;
y — Fe din șarjă, % ;
z — S din șarjă, % ;
a — cantitatea de mată, % din șarjă.

$$a = \frac{x - b\,Cu_{zg}}{E} \quad (12)$$

Deoarece $b\,Cu_{zg}$ are în general o valoare mică, se poate neglija, obținînd astfel relația :

$$a = \frac{x}{E} \cdot 100 \quad (13)$$

Înlocuind valoarea a din ecuația (13) în ecuația (11) și neglijînd termenii $b\,Cu_{zg}$ și $b\,S_{zg}$ se obține ecuația :

$$b = 100 - x - 1{,}286\,\frac{x Fe_m}{E} + 0{,}286y - z, \%\ \text{din șarjă} \quad (14)$$

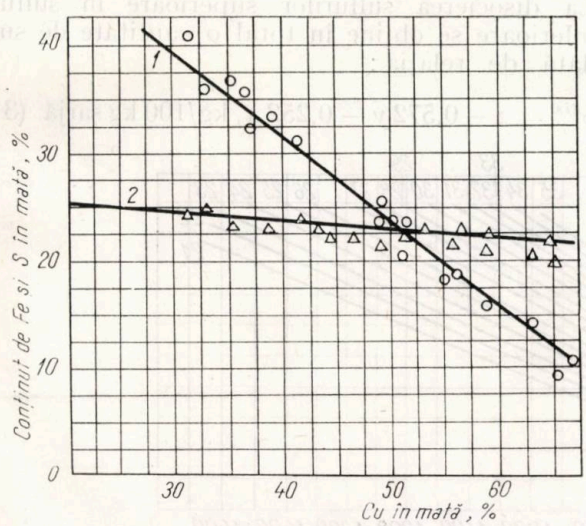


Fig. 1 — Variația conținutului de Fe și S funcție de conținutul de Cu din mată într-o instalație pilot de topire în suspensie :
1 — $Fe_m = 63{,}5 - 0{,}792E$; 2 — $S_m = 27{,}0 - 0{,}085E$.

Deoarece $Fe_m = Fe_m^{oxid} + Fe_m^{neoxid} = 18{,}3 - 0{,}23E + 47{,}7 - 0{,}594\,E = 66{,}0 - 0{,}824\,E, \%$ (15)

se obține pentru b următoarea ecuație :

$$b = 100 + 0{,}06x - 84{,}876\,\frac{x}{E} + 0{,}286y - z, \%\ \text{din șarjă} \quad (16)$$

Oxigenul necesar topirii pentru mată se determină pe baza următoarelor relații :

— În mată trece oxigen în cantitate de :

$$0_{2_m} = (7{,}0 - 0{,}0878\,E)\,\frac{x}{E} = 7\,\frac{x}{E} - 0{,}0878\,x, \text{kg pentru 100 kg șarjă} \quad (17)$$

sau

$$0_{2_m} = \left(4{,}88\,\frac{x}{E} - 0{,}0615E\right)\frac{x}{E} = 4{,}88\,\frac{x}{E} - 0{,}0615\,x, \text{Nm}^3/100\text{ kg șarjă} \quad (18)$$

— Pentru oxidarea Fe la FeO

$$0_{2_{Fe}} = 0{,}286y - 0{,}286\,a\,Fe_m \quad (19)$$

Deoarece $Fe_m = 66{,}0 - 0{,}824\,E$ (15)

se obține :

$$0_{2_{Fe}} = 0{,}286y - 18{,}8\,\frac{x}{E} + 0{,}235\,x, \text{kg/100 kg șarjă} \quad (20)$$

sau

$$0_{2_{Fe}} = 0{,}2\,y - 13{,}25\,\frac{x}{E} + 0{,}165\,x, \text{Nm}^3/100\text{ kg șarjă} \quad (21)$$

Adunînd relațiile (18) și (21) rezultă cantitatea totală de oxigen care trece în fază solidă :

$$0_2^{sol} = 3\,x\left(0{,}345 - \frac{2{,}79}{E}\right) + 0{,}2\,y \quad (22)$$

— Pentru oxidarea sulfului care trece în gaze este nevoie de o cantitate de oxigen.

Sulful care trece în gaze este dat de relația :

$$S_{gaz} = z - \frac{x}{E}\,S_m \quad (23)$$

Deoarece $S_m = 27{,}0 - 0{,}0875\,E$ (7)

se obține :

$$S_{gaz} = z + 0{,}0875\,x - 27\frac{x}{E} \qquad (24)$$

Oxigenul necesar oxidării acestui sulf este dat de relația :

$$O_2^S = z + 0{,}0875x - 27\frac{x}{E},\ \text{kg/100 kg șarjă} \qquad (25)$$

sau

$$O_2^S = 0{,}7z + 0{,}0612x - 18{,}9\frac{x}{E},\ \text{Nm}^3\text{/100 kg șarjă} \qquad (26)$$

Adunînd ecuațiile (22) și (26) se obține ecuația care dă necesaul total de oxigen :

$$O_2 = O_2^{sol} + O_2^S = 9\,x\left(0{,}0183 - \frac{3{,}03}{E}\right) + 0{,}2y + 0{,}7z,\ \text{Nm}^3O_2\text{/100 kg șarjă} \qquad (27)$$

Notînd cu A conținutul de oxigen în aer, se obțin următoarele relații :

— cantitatea de azot introdusă cu oxigenul necesar din aer este :

$$V_{N_2} = \frac{O_2(1-A)}{A} = \left[9\,x\left(0{,}0183 - \frac{3{,}03}{E}\right) + 0{,}2\,y + 0{,}7\,z\right]\left[\frac{1-A}{A}\right],\ \text{Nm}^3\text{/100 kg șarjă} \qquad (28)$$

— cantitatea de aer va fi :

$$V_{aer} = \frac{O_2}{A} = \left[9x\left(0{,}0183 - \frac{3{,}03}{E}\right) + 0{,}2y + 0{,}7z\right]\frac{1}{A} \qquad (29)$$

Cantitatea de SO_2 este dată de relația :

$$SO_2 = 0{,}7z + 0{,}0612x - 18{,}9\frac{x}{E},\ \text{Nm}^3\text{/100 kg șarjă} \qquad (30)$$

relație identică cu ecuația (26), identitate dată de ecuația $S + O_2 = SO_2$.

Luînd în considerare termenii relației (27) se poate calcula oxigenul tehnologic necesar pentru desfășurarea procesului de topire concentrativă pentru mată. Formula dă valori asemănătoare cu cea existentă în tehnologia Outokumpu, deși este dedusă pe baza altor relații matematice, și este mai simplă. Se consideră că aplicarea ei va fi foarte utilă odată cu introducerea la topirea în suspensie a aerului îmbogățit în oxigen.

Folosind diagramele din figurile 2—4 se obține, cu destulă ușurință, debitul de aer tehnologic, oxigenul necesar și volumul total al agentului oxidant ce intră în arzătorul de concentrat cu o anumită concentrație de oxigen.

Bilanțul termic

1. Cantitatea de căldură intrată

1, a. P u t e r e a c a l o r i f i c ă a ș a r j e i. Prin puterea calorifică a șarjei se înțelege efectul caloric rezultat în urma desfășurării reacțiilor exoterme și endoterme în timpul procesului. Calculul puterii calorifice se bazează pe următoarele reacții :

$$2CuFeS_2 = Cu_2S + 2FeS + S - 18\,630\ \text{cal/mol} \qquad (1)$$

$$FeS_2 = FeS + S - 18\,610\ \text{cal/mol} \qquad (2)$$

$$Fe_7S_8 = 7FeS + S - 13\,800\ \text{cal/mol} \qquad (3)$$

$$S + O_2 = SO_2 + 71\,047\ \text{cal/mol} \qquad (4)$$

$$FeS + 1{,}5O_2 = FeO + SO_2 + 112\,980\ \text{cal/mol} \qquad (5)$$

$$3FeS + 5O_2 = 3Fe_3O_4 + 3SO_2 + 411\,610\ \text{cal/mol} \qquad (6)$$

La disocierea sulfurilor superioare în sulfuri inferioare se obține în total o cantitate de sulf dată de relația :

$$S^{dis} = z - 0{,}572\,y - 0{,}252\,x,\ \text{kg/100 kg șarjă} \qquad (31)$$

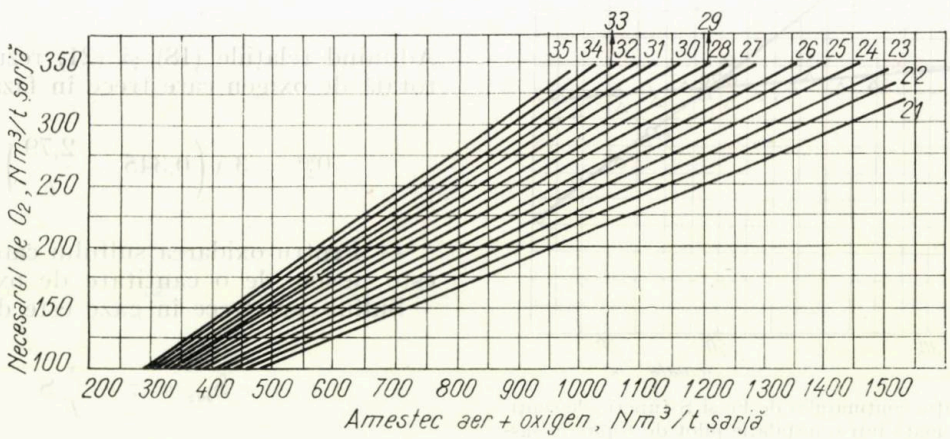


Fig. 2. Determinarea amestecului tehnologic aer+oxigen tehnic funcție de oxigenul necesar topirii pentru mată și de concentrația lui în amestec.

Dacă în șarjă sulfurile superioare sînt reprezentate prin calcopirită, bornit și pirită, căldura de disociere va fi :

$$Q^{dis} = 582\ S^{dis} = 582z - 333y - 147x,\ \text{kcal/100 kg șarjă} \quad (32)$$

Cantitatea de fier oxidat în mată pînă la Fe_3O_4 reprezintă după ecuația (9) : $Fe_m^{oxid} = 18{,}3 - 0{,}23\ E$. Oxidarea decurge conform reacției (6) și pentru un kg de fier se degajă $\frac{411\,610}{3 \cdot 56} = 2\,450$ kcal.

Oxidarea decurge conform reacției (5) și pentru un kg de fier se degajă : $\frac{112\,980}{56} = 2\,018$ kcal.

În total se dezvoltă cantitatea de căldură :

$$Q_{Fe}^{zg} = 2\,018\left(y - 66\frac{x}{E} + 0{,}824\,x\right) = 2\,018\,y - 133\,188\frac{x}{E} + 1\,662x \quad (35)$$

Oxidarea sulfului disociat decurge conform reacției (4) și pentru un kg de sulf se degajă

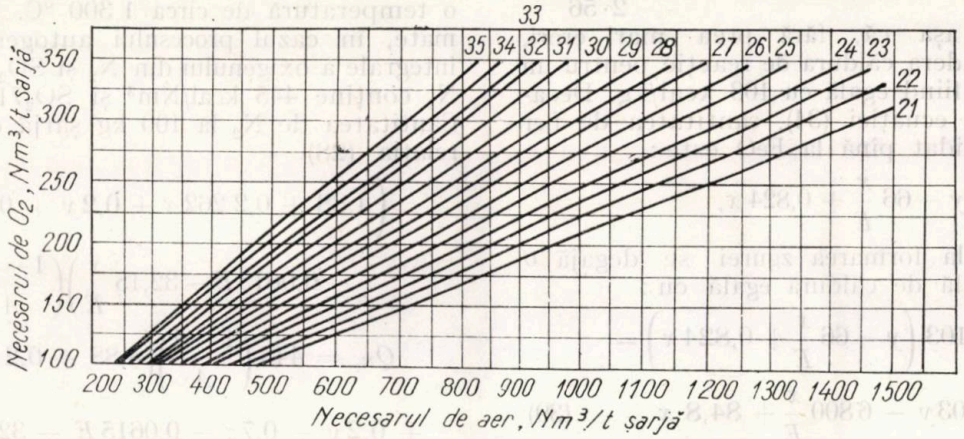


Fig. 3. — Determinarea necesarului de aer tehnologic funcție de oxigenul necesar topirii pentru mată și concentrația lui în amestecul aer + oxigen tehnic.

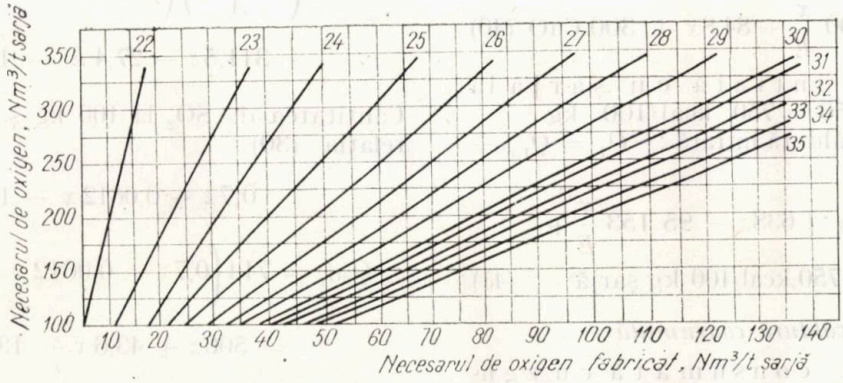


Fig. 4 — Determinarea necesarului de oxigen tehnic funcție de oxigenul necesar topirii pentru mată și concentrația lui în amestecul aer + oxigen tehnic.

În total se dezvoltă cantitatea de căldură :

$$Q_{Fe}^{m} = 2\,450\,(18{,}3 - 0{,}23\,E)\,a = 44\,835\frac{x}{E} - 563{,}5x \quad (33)$$

Cantitatea de fier oxidat în zgură pînă la FeO este egală cu :

$$Fe_{zg}^{oxid} = y - (66{,}0 - 0{,}824\,E)a = y - 66\frac{x}{E} + 0{,}824\,x \quad (34)$$

$\frac{71\,047}{32} = 2\,220$ kcal. În total se dezvoltă cantitatea de căldură :

$$Q_S^{dis} = 2\,220(z - 0{,}572\,y - 0{,}252\,x) = 2\,220\,z - 1\,269{,}8\,y - 559{,}4\,x \quad (36)$$

Procesele exotermice dau în total următoarea cantitate de căldură :

$$Q^{ex} = Q_S^{dis} + Q_{Fe}^{zg} + Q_{Fe}^{m} = 2\,220\,z + 748{,}2\,y - 88\,353\frac{x}{E} + 539{,}1\,x,\ \text{kcal/100 kg} \quad (37)$$

Căldura totală rezultată din arderea șarjei este :

$$Q_{1,a} = Q^{ex} - Q^{dis} = 686\,x - 88\,353\frac{x}{E} + \\ + 1\,181y + 1\,638z, \text{ kcal/100 kg șarjă} \quad (38)$$

1, *b*. Căldura de formarea zgurei. Formarea zgurei are loc, în principal, conform reacțiilor :

$FeO + SiO_2 = FeO \cdot SiO_2 + 5\,900$ kcal/kmol (7)

$2FeO + SiO_2 = 2FeO.SiO_2 + 11\,300$ kcal/kmol (8)

Conform reacției (7) la un kg Fe revin $\frac{5\,900}{56} =$ $= 105$ kcal, iar după reacția (8) revin $\frac{11\,300}{2 \cdot 56} =$ $= 101$ kcal, așa că, fără prea mari erori, se poate considera căldura de reacție pentru un kg de fier ca fiind egală cu 103 kcal/kg. Deoarece, conform ecuației (34), cantitatea de fier din zgură, oxidat pînă la FeO este :

$$y - 66\frac{x}{E} + 0{,}824\,x,$$

rezultă că la formarea zgurei se degajă o cantitate totală de căldură egală cu :

$$Q_{1,b} = 103\left(y - 66\frac{x}{E} + 0{,}824\,x\right) = \\ = 103y - 6\,800\frac{x}{E} + 84{,}8\,x \quad (39)$$

În cazul cînd în șarjă este prezent și CaO, ecuația (36) devine :

$$Q_{1,b} = 103\,y - 6\,800\,\frac{x}{E} + 84{,}8x + 300\,CaO \quad (40)$$

1, c. Căldura intrată cu șarja la 50°C $= 100 \cdot 0{,}15 \cdot 50 = 750$ kcal/100 kg

Total cantitate de căldură intrată : $Q_1 = Q_{1,a} + Q_{1,b} + Q_{1,c}$

$$Q_1 = 1\,284y + 1\,638z - 95\,153\frac{x}{E} + \\ + 770{,}8x + 750, \text{kcal/100 kg șarjă} \quad (41)$$

2. Cantitatea de căldură consumată

2, *a*. Căldura consumată cu zgura evacuată. Temperatura cu care zgura părăsește cuptorul industrial de topire în suspensie este de circa 1 270°C, temperatură la care, asimilînd compoziția zgurelor de la instalația industrială din R.S.România, conține 345 kcal/kg. Cantitatea de zgură pentru 100 kg șarjă este dată de relația (16)

$$b = 100 + 0{,}06 - 84{,}876\frac{x}{E} + 0{,}286y - z, \text{ kg}$$

$$Q_{2,a} = 345\left(100 + 0{,}06\,x - 84{,}876\frac{x}{E} + 0{,}286\,y - \right. \\ \left. - z\right) = 34\,500 + 20{,}7\,x - 29\,282{,}2\frac{x}{E} + \\ + 98{,}6y - 345z \quad (41)$$

2,*b*. Căldura consumată cu mata evacuată. Temperatura cu care mata părăsește cuptorul industrial de topire în suspensie este de circa 1 150°C, temperatură la care, asimilînd compoziția matelor de la instalația industrială din România, conține 221 kcal/kg. Cantitatea de mată pentru 100 kg șarjă este dată de relația $\frac{x}{E}100$

$$Q_{2,b} = 22\,100\frac{x}{E} \quad (43)$$

2,*c*. Căldura consumată cu gazele evacuate. Gazele părăsesc cuptorul la o temperatură de circa 1 300 °C. Ele sînt formate, în cazul procesului autogen și folosirii integrale a oxigenului din N_2 și SO_2. La 1 300°C, N_2 conține 445 kcal/Nm³ și SO_2 714 kcal/Nm³. Cantitatea de N_2 la 100 kg șarjă este dată de relația (28)

$$\left(4{,}88 + 0{,}2\,262\,x + 0{,}2y + 0{,}7z - \right. \\ \left. - 0{,}0615E - 32{,}15\frac{x}{E}\right)\left(\frac{1-A}{A}\right)$$

$$Q_{N_2} = 445\left(\frac{1-A}{A}\right)\left(4{,}88 + 0{,}2\,262\,x + \right. \\ \left. + 0{,}2y + 0{,}7z - 0{,}0615E - 32{,}15\frac{x}{E}\right) = \\ = \left(\frac{1-A}{A}\right)\left(2\,170 + 100\,x + 89\,y + \right. \\ \left. + 311{,}5z - 27{,}4\,E - 14\,200\frac{x}{E}\right) \quad (44)$$

Cantitatea de SO_2 la 100 kg șarjă este dată de relația (30)

$$0{,}7z + 0{,}0612\,x - 18{,}9\frac{x}{E}$$

$$Q_{SO_2} = 714\left(0{,}7z + 0{,}0612\,x - 18{,}9\frac{x}{E}\right) = \\ = 500z + 43{,}6\,x - 13\,500\frac{x}{E} \quad (45)$$

$$Q_{2,c} = \left(\frac{1-A}{A}\right)\left(2\,170 + 100\,x + 89y + \right. \\ \left. + 311{,}5z - 27{,}4\,E - 14\,200\frac{x}{E}\right) + 500\,z + \\ + 43{,}6\,x - 13\,500\frac{x}{E}, \text{ kcal/100 kg șarjă} \quad (46)$$

Luînd în considerare șarja *1* [9% Cu(x) ; 28% Fe (y) și 32% S(z)] și șarja *2* [12% Cu(x) ; 26% Fe(y) și 35% S(z)] pentru o mată cu 60% Cu s-au trasat curbele I și II din figura 5, prin care se ilustrează scăderea pregnantă a pierderilor de căldură cu gazele o dată cu mărirea conținutului de oxigen în aerul tehnologic și, deci, îmbunătățirea bilanțului termic al instalației.

2,*d*. Căldura consumată cu prafurile. Se consideră că prafurile reprezintă circa 10% din şarja alimentată. Ţinînd seamă de compoziţia chimică a prafurilor de la instalaţia industrială din R.S. România se poate lua conţinutul de căldură al acestora la 1 300°C de circa 490 kcal/kg.

$$Q_{2,d} = 10 \times 490 = 4\,900 \text{ kcal/100 kg şarjă}$$

Pierderile de căldură se notează cu P şi se exprimă în kcal/100 kg şarjă.

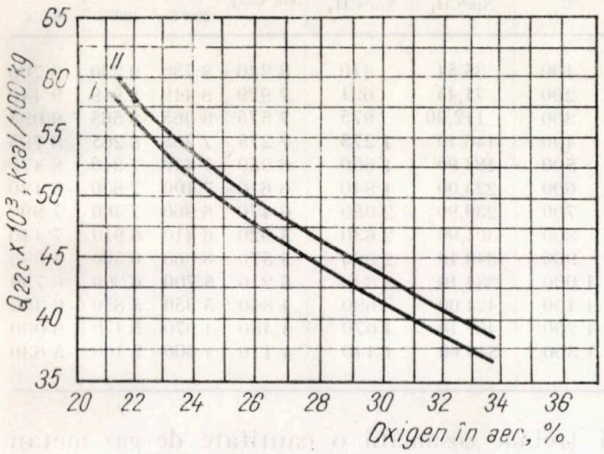


Fig. 5. – Determinarea pierderilor de căldură cu gazele funcţie de conţinutul oxigenului în aerul tehnologic pentru două tipuri de şarje.

Total cantitatea de căldură consumată: $Q_{212} = Q_{212a} + Q_{212b} + Q_{212c} + Q_{212d} + P$.

$$Q_2 = 39\,400 + 64{,}3\,x - 20\,682{,}2\frac{x}{E} + 98{,}6\,y + 155\,z + \left(\frac{1-A}{A}\right)\left(2\,170 + 100\,x + 89\,y + 311{,}5\,z - 27{,}4\,E - 14\,200\frac{x}{E}\right) + P \qquad (47)$$

Condiţia de topire autogenă este:

$$Q_1 - Q_2 \geqslant 0 \qquad (48)$$

Adică:

$$706{,}5\,x + 1\,185{,}4\,y + 1\,483\,z - 74\,470{,}8\frac{x}{E} - 38\,650 - P + \left(\frac{1-A}{A}\right)\left(21\,170 + 100\,x + 89\,y + 311{,}5\,z - 27{,}4\,E - 14\,200\frac{x}{E}\right) \geqslant 0 \text{ kcal/100 kg} \qquad (49)$$

Ecuaţia (49) reprezintă în cazul cel mai general condiţia de topire autogenă funcţie de compoziţia şarjei, conţinutul de cupru din mată şi procentul de oxigen din aerul tehnologic. Ea capătă forme particulare foarte simple, funcţie de condiţiile de funcţionare a instalaţiei. De exemplu, considerînd utilizarea aerului atmosferic pentru obţinerea unei mate cu 50% Cu şi ţinînd seama de productivitatea instalaţiei (t şarjă/h), ecuaţia (49) ia forma (50):

$$10\,T(850{,}4\,y - 88{,}5\,x + 313\,z - 41\,700) - P = \pm Q, \text{ kcal/h} \qquad (50)$$

unde:

P se dă în kcal/h;
T — productivitatea instalaţiei, t şarjă/h;
Q — deficitul sau suplimentul de căldură rezultat din arderea şarjei, kcal/h.

Ecuaţia (50) reprezintă, deci, bilanţul termic al unei instalaţii de topire în suspensie, care funcţionează cu aer atmosferic şi produce o mată cu 50% Cu.

Se presupune că se topeşte o şarjă cu compoziţia: 11%Cu(x); 28%Fe(y); 32%S(z), obţinînd o mată cu 50% Cu; în relaţia (27) se calculează oxigenul necesar pentru 100 kg şarjă —23,8 Nm^3O_2. Se utilizează aer îmbogăţit în oxigen la o valoare de 28%O_2. Din diagramele reprezentate în figurile 3 şi 4 rezultă că pentru obţinerea unui amestec aer + oxigen tehnic cu 28%O_2 sînt necesari: 78 Nm^3 aer şi 7,5 Nm^3 oxigen pentru 100 kg şarjă. Introducînd condiţiile enumerate în ecuaţia generală a topirii autogene (49) rezultă ecuaţia de bilanţ:

$$10\,T(956{,}4\,y - 305{,}5\,x + 683\,z - 40\,730) - P = \pm Q, \text{kcal/h} \qquad (51)$$

din care, luînd $P = 3\,800\,000$ kcal/h şi $T = 25$ t şarjă/h, se obţine un deficit de căldură $Q = -2\,650\,000$ kcal/h, care se compensează prin preîncălzirea aerului tehnologic şi prin arderea unui combustibil suplimentar în cuptor.

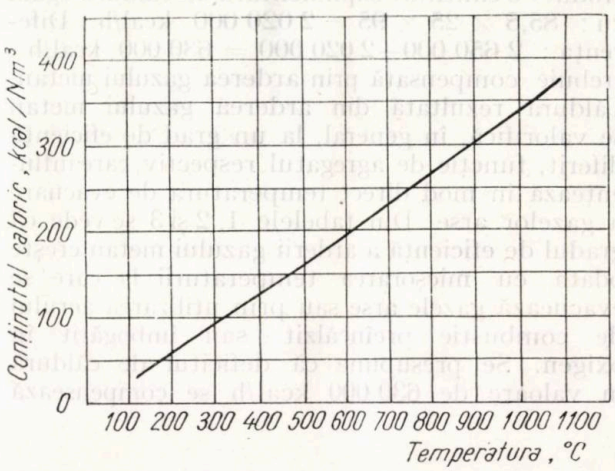


Fig. 6. – Determinarea conţinutului caloric al aerului tehnologic funcţie de temperatură.

Tabela 1

Căldura eficientă rezultată din arderea gazului metan, folosind aer, funcție de temperatura gazelor de ardere la ieșirea din agregat și de temperatura aerului de combustie

Temperatura gaze arse, °C	H gaze arse, kcal/Nm^3 gaz	H gaze arse, kcal/Nm^3CH_4	H *efic.*, cal/Nm^3CH_4	H*efic.* cu aer de combustie preîncălzit la		
				200°C	400°C	600°C
100	34,82	366	8 184	8 792	9 414	10 079
200	70,33	740	7 810	8 418	9 040	9 705
300	106,10	1 110	7 440	8 048	8 670	9 335
400	142,00	1 490	7 060	7 668	8 290	8 955
500	178,70	1 870	6 680	7 288	7 910	8 575
600	217,90	2 290	6 260	6 868	7 490	8 155
700	259,68	2 720	5 830	6 438	7 060	7 725
800	296,20	3 110	5 440	6 048	6 670	7 335
900	336,00	3 540	5 010	5 618	6 240	6 905
1 000	377,00	3 960	4 590	5 198	5 820	6 485
1 100	417,30	4 370	4 180	4 788	5 410	6 075
1 200	457,50	4 800	3 750	4 358	4 980	5 645
1 300	498,50	5 210	3 340	3 948	4 570	5 235

Tabela 2

Căldura eficientă rezultată din arderea gazului metan, folosind aer cu 24 % O_2, funcție de temperatura gazelor de ardere la ieșirea din agregat și de temperatura aerului de combustie

Temperatura gaze arse, C°	H gaze arse, kcal/Nm^3gaz	H gaze arse, kcal/Nm^3CH_4	H*efic.*, kcal/Nm^3CH_4	H*efic.* cu aer de combustie preîncălzit la		
				200°C	400°C	600°C
100	35,28	329	8 221	8 751	9 299	9 871
200	71,20	66	7 887	8 417	8 965	9 537
300	107,60	1 000	7 550	8 080	8 628	9 200
400	144,40	1 350	7 200	7 730	8 278	8 850
500	182,40	1 700	6 850	7 380	7 928	8 500
600	220,50	2 060	6 490	7 020	7 568	8 140
700	258,50	2 410	6 140	6 670	7 218	7 790
800	300,20	2 800	5 570	6 280	6 828	7 400
900	341,40	3 190	5 360	5 890	6 438	7 010
1 000	382,10	3 570	4 980	5 510	6 058	6 630
1 100	421,10	3 940	4 610	5 140	5 688	6 260
1 200	438,80	4 110	4 450	4 980	5 528	6 100
1 300	506,50	4 720	3 830	4 360	4 908	5 480

Preîncălzind aerul tehnologic la 300 °C, se introduce o cantitate suplimentară de căldură egală cu : $85,5 \times 25 \times 95 = 2\,020\,000$ kcal/h. Diferența : $2\,650\,000 - 2\,020\,000 = 630\,000$ kcal/h trebuie compensată prin arderea gazului metan. Căldura rezultată din arderea gazului metan se valorifică, în general, la un grad de eficiență diferit, funcție de agregatul respectiv, care influențează în mod direct temperatura de evacuare a gazelor arse. Din tabelele 1, 2 și 3 se vede că gradul de eficiență a arderii gazului metan crește odată cu micșorarea temperaturii la care se evacuează gazele arse sau prin utilizarea aerului de combustie preîncălzit sau îmbogățit în oxigen. Se presupune că deficitul de căldură în valoare de 630 000 kcal/h se compensează prin arderea gazului metan direct în cuptorul de topire, folosind aer rece pentru combustie. Din tabela 1, în condițiile presupuse, rezultă că numai 3 340 kcal/Nm^3CH_4 sînt eficiente. Rezultă

Tabela 3

Căldura eficientă rezultată din arderea gazului metan, folosind aer cu 26 % O_2, funcție de temperatura gazelor de ardere la ieșirea din agregat și de temperatura aerului de combustie

Temperatura gaze arse, °C	H gaze arse, kcal/Nm^3CH_4	H gaze arse, kcal/Nm^3CH_4	H*efic.*, kcal/Nm^3CH_4	H*efic* cu aer de combustie preîncălzit la		
				200°C	400°C	600°C
100	35,54	310	8 240	8 730	9 230	9 760
200	71,45	621	7 929	8 419	8 919	9 449
300	112,00	975	7 575	8 065	9 565	9 095
400	146,40	1 275	7 275	7 765	8 265	8 795
500	183,90	1 600	6 950	7 440	7 940	8 470
600	223,00	1 940	6 610	7 100	7 600	8 130
700	239,90	2 080	6 470	6 960	7 460	7 990
800	301,90	2 630	5 920	6 410	6 910	7 440
900	343,10	2 980	5 570	6 060	6 560	7 090
1 000	384,10	3 340	5 210	5 700	6 200	6 730
1 100	424,00	3 690	4 860	5 350	5 850	6 380
1 200	467,10	4 070	4 480	4 970	5 470	6 000
1 300	510,00	4 440	4 110	4 600	5 100	5 630

că trebuie cosumată o cantitate de gaz metan egală cu 190 Nm^3/h.

Se recomandă prin urmare, intensificarea eforturilor de ridicare a temperaturii aerului tehnologic cu ajutorul unui preîncălzitor care valorifică mult mai rațional căldura rezultată din arderea gazului metan. Acest fapt ar avea și avantaje tehnologice, printre care : crearea condițiilor de desfășurare mai rapidă a procesului în turnul de reacție al instalației și micșorarea volumului de gaze pe tona de șarjă. Ca urmare, antrenările de șarje în gaze ar fi mai mici și sistemul de desprăfuire și răcire a gazelor ar fi solicitat mai puțin.

Avînd în vedere cele de mai sus, se recomandă arderea unei părți cît mai mari de gaz metan în exteriorul cuptorului de topire în suspensie și compensarea deficitului de căldură al instalației prin mărirea conținutului caloirc al aerului tehnologic. Metoda indicată se poate aplica oricăror condiții particuare de funcționare a unei instalații de topire în suspensie, evident, în anumite limite de aproximație.

BIBLIOGRAFIE

[1] A v e t i s i a n N. K. *Metallurghiia medi.* Metallurghizdat, 1963.

[2] S m i r n o v V.I. *Otrajatelnaia plavka.* Metallurghizdat, 1952.

[3] E g o r o v E. *Legi termochimice și raporturi stoechiometrice ale procesului de topire a concentratelor sulfo-cuproase cu oxigen.* Metallurghiia țvetnîh metallov i metodî analiza. Metallurghizdat, 1962.

Prof. ing. C. Calistru și dr. ing. I. Grigoriu
Institutul politehnic — Iași

Modelarea procesului de prăjire a piritelor. Stabilirea modelelor macrocinetice și matematice

CZ 661.242.2 : 622.782.001.57

Cercetarea procesului de prăjire oxidantă a piritelor prezintă o deosebită importanță pentru perfecționarea liniilor de acid sulfuric ce folosesc ca materie primă pirita. Datorită acestui fapt în literatura de specialitate există multe lucrări consacrate acestui proces [1]—[10], dar puține din acestea abordează cercetarea macrocineticii procesului în condiții specifice reactoarelor industriale actuale, respectiv reactoarele în strat fluidizat [3], [6], [7], [10]. Foarte puține lucrări se referă la modelarea procesului, în condițiile reactoarelor în strat fluidizat [6], [10].

Într-o serie de lucrări consacrate procesului de prăjire a piritelor se propune studiul macrocineticii procesului de prăjire în condiții care să permită descrierea matematică a procesului folosind modelul granulei și transpunerea datelor obținute la calculul reactoarelor în strat fluidizat. În acest sens s-a folosit un reactor experimental avînd la bază un anumit model hidrodinamic de contact, și anume „stratul fix monogranular" [11].

În condițiile modelului de contact „strat fix monogranular", un element microstructural—particulă de pirită—fază gazoasă înconjurătoare, se comportă similar cu un element macrostructural din strat fluidizat. Rezultatele obținute prin modelarea procesului în „strat fix monogranular" pot fi extinse la calculul procesului de prăjire oxidantă a piritelor în reactoare în strat fluidizat [12].

În această lucrare se propune stabilirea modelelor macrocinetice posibile și a modelelor matematice ale procesului de prăjire. Verificarea modelelor matematice se va face prin cercetare experimentală a influenței temperaturii, a vitezei de circulație a fazei gazoase și a granulației asupra vitezei globale a procesului.

Mecanismul și modelarea macrocinetică a procesului

Procesul de prăjire a piritelor este un proces chimic industrial tip adsorbție, reacție chimică, formare și creștere de germeni [13]. Fazele reactante se găsesc în stări de agregare diferite. Ecuația caracteristică a procesului este [13] :

$$[FS_2 + A_1''_{[]s}]_{(s)} + [O_2 + A_2'']_{(g)} \rightarrow [Fe_2O_3 + A_1''_{[]s}]_{(s)} + [SO_2 + O_2 + A_2'']_{(g)} \quad (1)$$

unde :

A_1'' reprezintă toți ceilalți componenți ai piritei ;

A_2'' — toți ceilalți componenți ai aerului.

Reacția chimică globală se reprezintă prin ecuația :

$$4FeS_2 + 11O_2 \rightleftharpoons 8SO_2 + 2Fe_2O_3 \quad (2)$$

Alături de această reacție poate fi luată în considerație și reacția :

$$3FeS_2 + 8O_2 \rightleftarrows Fe_3O_4 + 6SO_2 \quad (3)$$

Reacțiile (2) și (3) se referă la componentul principal al piritei. Celelalte componente determină apariția reacțiilor secundare. În general numărul reacțiilor secundare este foarte mare, aceste reacții trebuind luate în considerație numai în cazul rezolvării unor probleme speciale : eliminarea completă a arsenului din faza solidă, valorificarea celorlalți componenți ai piritei etc.

În condițiile modelelor de contact „strat fix monogranular" și strat fluidizat, schema unui element macrostructural [13] este reprezentată în figura 1, iar structura procesului [13] este reprezentată în figura 2.

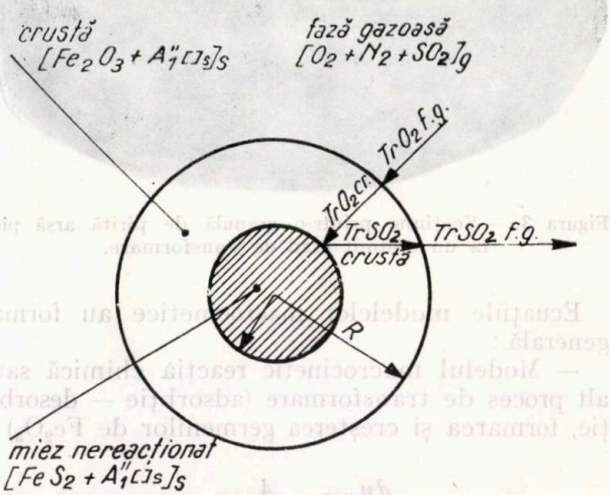


Figura 1. — Schema unui element macrostructural.

Pentru descrierea matematică a proceselor solid-fluid necatalitice au fost elaborate două tipuri de modele, care reprezintă cazuri limită : modelul eterogen sau modelul granulei cu miez nereacționat [14], în care se consideră că reacția are loc pe o suprafață de reacție și modelul omogen, cînd reacția decurge uniform în tot volumul granulei [15], [16]. Au fost propuse de asemenea un număr de modele ce tratează cazuri intermediare între cele două cazuri limită [17], [18], [19].

Stabilirea modelului după care se desfășoară procesul de prăjire oxidantă a piritelor s-a făcut prin fotografierea la microscop a granulelor de pirită arse. Secțiunile făcute în granule ce nu erau complet arse, redate în figura 3, arată clar că acest proces decurge după modelul granulei cu miez nereacționat.

Conform structurii procesului, reprezentată în figura 2, sînt posibile următoarele modele macrocinetice [13] : transferul O_2 prin faza gazoasă ; transferul O_2 prin crusta de oxizi ; adsorbția O_2 — desorbția SO_2 ; reacția chimică ; formarea și creșterea germenilor de Fe_2O_3 sau Fe_3O_4.

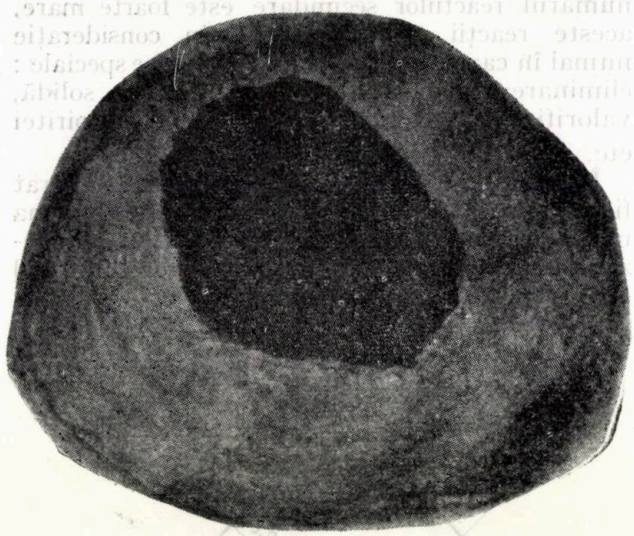


Figura 3. — Secțiune printr-o granulă de pirită arsă pînă la un anumit grad de transformare.

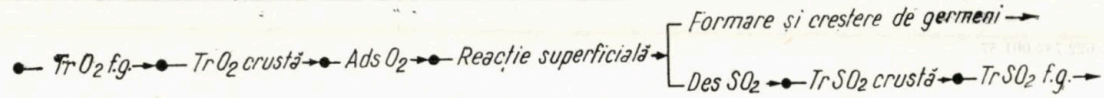
Ecuațiile modelelor macrocinetice au forma generală :

— Modelul macrocinetic reacția chimică sau alt proces de transformare (adsorbție — desorbție, formarea și creșterea germenilor de Fe_2O_3) :

$$-\frac{dn_{FeS_2}}{Sd\tau} = \frac{4}{11} K_r C_{O_2}^m \qquad (4)$$

— Modelul macrocinetic transferul O_2 prin faza gazoasă :

$$-\frac{dn_{O_2}}{Sd\tau} = K_r^g C_{O_2}^g \qquad (5)$$



Figua 2. — Structura procesului.

— Modelul macrocinetic transferul O_2 prin crusta de oxizi :

$$-\frac{dn_{O_2}}{Sd\tau} = D_{O_2}^X \frac{dC_{O_2}}{dr} \qquad (6)$$

Modelarea matematică a procesului

Indicațiile din literatură [14], [20], [21], [22], [23], [24], precum și cercetările noastre [25], [26], [27] arată că pentru stabilirea mecanismelor macrocinetice și descrierea matematică a proceselor de prăjire a minereurilor sulfuroase, modelul granulei cu miez nereacționat elaborat de Yagi și Kunii în 1955 [14] dă rezultate foarte bune. Conform acestui model, granula inițială de pirită se acoperă cu o crustă de oxizi, a cărei grosime crește o dată cu desfășurarea procesului. Raza miezului nereacționat variază în timp, raza inițială a granulei de pirită rămînînd constantă. Reacția chimică are loc la interfața miez nereacționat de pirită-crustă de cenușă.

Folosind modelul granulei cu miez nereacționat și bilanțul FeS_2 în granulă [10], [14], [20], [26], pentru fiecare model macrocinetic au fost stabilite ecuațiile diferențiale și integrate ale procesului, după metodica redată în continuare.

Descrierea matematică la desfășurarea procesului după modelul macrocinetic proces de transformare. Se consideră reacția chimică globală reprezentată prin ecuația (22). Bilanțul componentului FeS_2 în granulă are forma :

$$\frac{dn_{FeS_2}}{Sd\tau} = -(-r_{FeS_2}) \qquad (7)$$

Introducînd ecuația modelului macrocinetic (4) în ecuația (7) se obține :

$$-\frac{dn_{FeS_2}}{Sd\tau} = \frac{4}{11} K_r C_{O_2}^m \qquad (8$$

Făcînd următoarele înlocuiri în ecuația (8):

$$n_{FeS_2} = \frac{\bar{X}^0_{FeS_2} m_g}{M_{FeS_2}} = \frac{\bar{X}_{FeS_2} V_g \bar{X}^0_{FeS_2} \cdot \rho_g}{M_{FeS_2}} =$$

$$= \rho^X_{FeS_2}; V_g = \frac{4}{3} \pi r^3 ; dV_g = 4\pi r^2 dr \quad (9)$$

$$n_{FeS_2} = \rho^X_{FeS_2} : V_g \; dn_{FeS_2} = \rho^X_{FeS_2} dV_g$$

se obține:

$$- \rho^X_{FeS_2} \frac{dr}{d\tau} = (- r_{FeS_2}) \quad (10)$$

Pentru integrarea ecuației (10) se consideră două cazuri:

1. $(- r_{FeS_2}) = \text{const.}$

Integrarea ecuației (10) între limitele $R-r$ și $0-\eta$ duce la:

$$\tau = \frac{\rho^X_{FeS_2} (R - r)}{(- r_{FeS_2})} \quad (11)$$

și

$$\tau^0 = \frac{\rho^X_{FeS_2} R}{(- r_{FeS_2})} \quad (12)$$

Definind gradul de transformare a bisulfurii de fier:

$$\eta_{FeS_2} = \frac{V^0_g - V_g}{V^0_g} = \frac{4/3\pi R^3 - 4/3\pi r^3}{4/3\pi R^3} =$$

$$= 1 - \left(\frac{r}{R}\right)^3 \quad (13)$$

se obține:

$$\left.\begin{aligned} r &= R (1 - \eta)^{1/3} \\ dr &= - \frac{1}{3} R (1 - \eta)^{-2/3} d\eta \\ s &= 4\pi r^2 = 4\pi R^2 (1 - \eta)^{2/3} \end{aligned}\right\} \quad (14)$$

s este aria suprafeței pe care are loc reacția sau alt proces de transformare.

Înlocuind relațiile (14) în (10) se obține:

$$\frac{\rho_{FeS_2} R}{3} (1 - \eta)^{2/3} \frac{d\eta}{d\tau} = (- r_{FeS_2}) \quad (15)$$

Prin integrare între limitele $0-\eta$ și $0-\tau$ se obține:

$$\tau = \frac{\rho^X_{FeS_2} R}{(- r_{FeS_2})} [1 - (1 - \eta^{1/3})] \quad (16)$$

și

$$\tau^0 = \frac{\rho^X_{FeS_2} R}{(- r_{FeS_2})} \quad (17)$$

2. $(- r_{FeS_2})$ este variabil.

Integrînd ecuația (15) în aceste condiții se obține:

$$\tau = \frac{\rho^X_{FeS_2} R}{3} \int_0^\eta \frac{d\eta}{(1 - \eta)^{2/3} (- r_{FeS_2})} \quad (18)$$

Dar conform ecuației (4)

$$(- r_{FeS_2}) = \frac{4}{11} K_r C^m_{O_2} \text{ și } C_{O_2} = C^\circ_{O_2} - \frac{11}{4} \frac{n^\circ_{FeS_2}}{V_{gaze}} \eta \quad (19)$$

Înlocuind (19) în (4) se obține:

$$(- r_{FeS_2}) = \frac{11}{4} K_r \left(C^\circ_{O_2} - \frac{11}{4} \frac{n^\circ_{FeS_2}}{V_{gaze}} \eta\right)^m \quad (20)$$

Înlocuind (20) în (18) se obține:

$$\tau = \frac{11 \rho^X_{FeS_2} R}{12 K_r} \int_0^\eta \frac{d\eta}{(1 - \eta)^{2/3} \left(C^\circ_{O_2} - \frac{11}{4} \frac{n^\circ_{FeS_2}}{V_{gaze}} \eta\right)^m} \quad (21)$$

Pentru rezolvarea integralei (21) trebuie determinat experimental m. Pentru $m = 1$, integrala are expresia:

$$I \Big|_0^\eta = \left| \frac{1}{\sqrt[3]{b}} \left[\frac{1}{6\sqrt[3]{c}} \ln \frac{(\sqrt[3]{b(1-\eta)} - \sqrt[3]{c})^2}{\sqrt[3]{b^2(1-\eta)} + \sqrt[3]{bc(1-\eta)} + \sqrt[3]{c^2}} - \right.\right.$$

$$\left.\left. - \frac{\sqrt{3}}{3\sqrt[3]{c^2}} \operatorname{arc\,tg} \frac{\sqrt[3]{b(1-\eta)} + \sqrt[3]{c}}{\sqrt{b}\sqrt[3]{c}} \right] \right|_0^\eta \quad (22)$$

unde:

$$c = a - b ; \; a = C^\circ_{O_2} ; \; b = 11/4 \frac{n^\circ_{FeS_2}}{V_{gaze}}$$

Descrierea matematică la defășurarea procesului după modelul macrocinetic transferul oxigenului prin faza gazoasă. Introducînd ecuația modelului macrocinetic (5) în ecuația bilanțului FeS_2 în granulă ((7) se obține:

$$- \frac{dn_{FeS_2}}{S d\tau} = \frac{4}{11} K^g_{tr} C^g_{O_2} \quad (23)$$

unde S este aria inițială a granulei.

Ținînd seama de relațiile (9), ecuația (23) devine:

$$- \frac{\rho^X_{FeS_2}}{R^2} \frac{r^2 dr}{d\tau} = \frac{4}{11} K^g_{tr} C^g_{O_2} \quad (24)$$

— Variația concentrației oxigenului în faza gazoasă, în timpul desfășurării procesului este practic neglijabilă,

$$C^g_{O_2} = (C^g_{O_2})_{mediu} = \text{constant}$$

În aceste condiții integrarea ecuației (24) duce la :

$$\tau = \frac{11}{12} \frac{\rho^X_{FeS_2} R}{K^g_{tr} (C^g_{O_2})_m} \left[1 - \left(\frac{r}{R}\right)^3\right] \quad (25)$$

și

$$\tau^\circ = \frac{11}{12} \frac{\rho^X_{FeS_2} R}{K^g_{tr} (C^g_{O_2})_m} \quad (26)$$

Înlocuind relațiile (14) în (24) se obține :

$$\frac{d\eta}{d\tau} = \frac{12}{11} \frac{K^g_{tr} (C^g_{O_2})_m}{\rho^X_{FeS_2} R} \quad (27)$$

Prin integrarea ecuației (27) între limitele $0-\eta$ și $0-\tau$ se obține :

$$\eta = \frac{12}{11} \frac{K^g_{tr} (C^g_{O_2})_m}{\rho^X_{FeS_2} R} \tau \quad (28)$$

și

$$\tau^\circ = \frac{12}{11} \frac{\rho^X_{FeS_2} R}{K^g_{tr} (C^g_{O_2})_m} \quad (26)$$

— Variația concentrației oxigenului în faza gazoasă în timpul desfășurării procesului este apreciabilă.

Introducînd (19) în (27) se obține :

$$\rho^X_{FeS_2} R = \frac{d\eta}{C^\circ_{O_2} - \frac{11}{4} \frac{n^\circ_{FeS_2}}{V_{gaze}} \eta} = \frac{12}{11} K^g_{tr} d\tau \quad (29)$$

Prin integrarea ecuației (29) între limitele $0-\eta$ și $0-\tau$ și considerînd $V_{gaze} = \text{const.}$ se obține :

$$\tau = \frac{11}{12} \frac{\rho^X_{FeS_2} R}{K^g_{tr}} \left[-\frac{1}{\frac{11}{4} \frac{n^\circ_{FeS_2}}{V_{gaze}}}\right] \left[\ln \frac{C^\circ_{O_2} - \frac{11}{4} \cdot \frac{n^\circ_{FeS_2}}{V_{gaze}} \cdot \eta}{C^\circ_{O_2}}\right] \quad (30)$$

și

$$\tau^\circ = \frac{\rho^X_{FeS_2} R}{3 K^g_{tr}} \left[-\frac{V_{gaze}}{n^\circ_{FeS_2}}\right] \left[\ln \frac{C^\circ_{O_2} - \frac{11}{4} \cdot \frac{n^\circ_{FeS_2}}{V_{gaze}}}{C^\circ_{O_2}}\right] \quad (31)$$

Descrierea matematică la desfășurarea procesului după modelul macrocinetic, transferul oxigenului prin crusta de oxizi. Introducînd ecuația modelului macrocinetic (6) în ecuația bilanțului FeS_2 în granulă (7) se obține :

$$-\frac{dn_{FeS_2}}{s d\tau} = \frac{4}{11} D^X_{O_2} \frac{dC_{O_2}}{dr} \quad (32)$$

unde s este suprafața miezului nereacționat ($s = 4\pi r^2$).

Considerînd debitul molar al oxigenului către suprafața de reacție, constant prin integrarea ecuației (32) se obține :

$$-\frac{dn_{O_2}}{d\tau} \int_R^r \frac{dr}{r^2} = 4\pi D^X_{O_2} \int_{C^g_{O_2}}^{C^e_{O_2}} dC_{O_2} \quad (33)$$

și

$$-\frac{dn_{O_2}}{d\tau} \left(\frac{1}{r} - \frac{1}{R}\right) = 4\pi D^X_{O_2} (C^g_{O_2} - C^e_{O_2}) \quad (34)$$

S-a considerat $C^{sr}_{O_2} = C^e_{O_2}$

Pentru integrarea ecuației (34) se consideră două cazuri :

A. $\Delta C_{O_2} = C^g_{O_2} - C^e_{O_2} = \text{constant}$

Întrucît $dn_{O_2} = \frac{11}{4} dn_{FeS_2}$, $dn_{O_2} = \frac{11}{4} 4\pi r^2 dr \rho^X_{FeS_2}$ (35)

Înlocuind (35) în (34), se obține :

$$\frac{11}{4} \pi \rho^X_{FeS_2} \int_R^r r^2 dr \left(\frac{1}{r} - \frac{1}{R}\right) = 4\pi D^X_{O_2} \Delta C_{O_2} \int_0^\tau d\tau \quad (36)$$

Integrarea ecuației (35) între limitele $R-r$ și $0-\tau$ duce la :

$$\tau = \frac{11}{24} \frac{\rho^X_{FeS_2} R^2}{\Delta C_{O_2} D^X_{O_2}} \left[1 - 3\left(\frac{r}{R}\right)^2 + 2\left(\frac{r}{R}\right)^3\right] \quad (37)$$

și

$$\tau^0 = \frac{11}{24} \frac{\rho^X_{FeS_2} R^2}{\Delta C_{O_2} D^X_{O_2}} \quad (38)$$

Exprimînd r_{O_2} și r funcție de η :

$$\left.\begin{aligned} n_{O_2} &= n^\circ_{O_2} - \frac{11}{4} n^\circ_{FeS_2} \eta \\ dn_{O_2} &= -\frac{11}{4} n^0_{FeS_2} d\eta \end{aligned}\right\} \quad (39)$$

și înlocuind în (34) se obține :

$$\frac{11}{4} n^0_{FeS_2} \frac{d\eta}{d\tau}\left[\frac{1}{R\ (1-\eta)^{1/3}} - \frac{1}{R}\right] = 4\, D^X_{O_2}\, \Delta C_{O_2} \quad (40)$$

Prin integrarea ecuației (40) între limite se obține :

$$\tau = \frac{11}{24} \frac{\rho^X_{FeS_2}}{\Delta C_{O_2}} \frac{R^2}{D^X_{O_2}} \left[1 - 3\ (1-\eta)^{2/3} + 2\ (1-\eta)\right] \quad (41)$$

și

$$\tau^0 = \frac{11}{24} \frac{\rho^X_{FeS_2}\ R^2}{\Delta C_{O_2}\ D^X_{O_2}} \quad (38)$$

B. Dacă $\Delta\ C_{O_2}$ este variabil, înlocuind n_{O_2} și r funcție de η (11 și 39) se obține :

$$\frac{1}{3} R^2 \left[1 - \frac{1}{(1-\eta)^{1/2}}\right] d\eta = \frac{4\ D^X_{O_2}}{11\ \rho^X_{FeS_2}} (C^g_{O_2} - C^e_{O_2})\ d\eta \quad (42)$$

Ținînd seamă de :

$$C^g_{O_2} = C^0_{O_2} - \frac{11}{4} \frac{n^0_{FeS_2}}{V_{gaze}} \eta$$

și

$$C^e_{O_2} = C^0_{O_2} - \frac{11}{4} \frac{n^0_{FeS_2}}{V_{gaze}} \eta^e$$

și înlocuind în (42) se obține :

$$\frac{1}{3} R^2 \left[1 - \frac{1}{(1-\eta)^{1/3}}\right] d\eta = -\frac{D^X_{O_2}\ n^0_{FeS_2}}{\rho^X_{FeS_2}\ V_{gaze}} (\eta^e - \eta)\ d\tau \quad (43)$$

Prin integrare, între limitele $0-\eta$ și $0-\tau$ și considerîndu-se V_{gaze} = const. se obține :

$$\tau = \frac{1}{3} \frac{R^2}{B} \int_0^\eta \frac{d\eta}{(1-\eta)^{1/3}(\eta^e - \eta)} - \frac{1}{3} \frac{R^2}{B} \int_0^\eta \frac{d\eta}{\eta^e - \eta} \quad (44)$$

sau :

$$\tau = \frac{1}{3} \frac{R^2}{B} \left[I \Big|_0^\eta + \ln \frac{\eta^e - \eta}{\eta^e}\right]$$

unde :

$$I \Big|_0^\eta = \frac{2}{3\sqrt[3]{1-\eta^e}} \ln \left| \sqrt[3]{\frac{1-\eta}{1-\eta^e}} - 1 \right| + \frac{3}{\sqrt[3]{(1-\eta^e)}} \ln \left[\sqrt[3]{\left(\frac{1-\eta}{1-\eta^e}\right)^2} + \sqrt[3]{\frac{1-\eta}{1-\eta^e}} + 1 \right] + \frac{2}{\sqrt{3}} \operatorname{arc\,tg} \left[\frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt[3]{\frac{1-\eta}{1-\eta^e}} + 1 \right] \quad (45)$$

și

$$B = \frac{D^X_{O_2}\ n^0_{FeS_2}}{\rho^X_{FeS_2}\ V_{gaze}} \quad (46)$$

Descrierea matematică la desfășurarea procesului după modele macrocinetice combinate. Au fost stabilite ecuațiile diferențiale și integrale ale modelelor matematice ale procesului de prăjire oxidantă, cînd acesta se desfășoară după modele macrocinetice simple. Trebuie luate în considerație și situațiile cînd două sau mai multe procese elementare sînt determinante de viteză, respectiv vitezele a două sau mai multe procese elementare sînt comparabile. Modelele care descriu desfășurarea procesului în aceste cazuri se vor numi modele macrocinetice combinate.

Descrierea matematică la desfășurarea procesului după modelul combinat, transferul O_2 (SO_2) prin faza gazoasă—transferul O_2 (SO_2) prin crustă.

Prin însumarea ecuațiilor (28) și (41) se obține :

$$\tau = \frac{11}{12} \frac{\rho_{FeS_2} R}{(C^g_{O_2})_m} \left\{ \frac{1}{K^g_{tr}} \eta + \frac{R}{2\, D^X_{O_2}} [1 - 3\ (1-\eta)^{2/3} + 2\ (1-\eta)] \right\} \quad (47)$$

și prin rearanjare :

$$1 - 3\ (1-\eta)^{2/3} + 2\ (1-\eta) = \frac{2\, D^X_{O_2}}{R} \left[\frac{12}{11} \frac{(C^g_{O_2})_m}{\rho^X_{FeS_2}} \frac{\tau}{R} - \frac{1}{K^g_{tr}} \eta \right] \quad (48)$$

Descrierea matematică la desfășurarea procesului după modelul combinat proces de transformare—transferul O_2(SO_2) prin crustă.

Prin însumarea ecuațiilor (16) și (41) se obține :

$$\tau = \rho^X_{FeS_2} R \left\{ \frac{1}{(-r_{FeS_2})} [1 - (1-\eta)^{1/3}] + \frac{11}{24} \frac{R}{D^X_{O_2} \Delta C_{O_2}} [1 - 3\ (1-\eta)^{2/3} + 2\ (1-\eta)] \right\} \quad (49)$$

și prin reanjare :

$$1 - 3\,(1-\eta)^{2/3} + 2\,(1-\eta) = \frac{24\,D^{X}_{O_2}}{11\,\Delta\,C_{O_2}}\left\{\frac{\tau}{\rho^{X}_{FeS_2}\,R} - \frac{1}{(-r_{FeS_2})}\,[1-(1-\eta)^{2/3}]\right\} \quad (50)$$

Descrierea matematică la desfășurarea procesului după modelul combinat, transferul $P_2(SO_2)$ prin faza gazoasă — proces de transformare.

Prin însumarea ecuațiilor (26) și (28) se obține :

$$\tau = \rho^{X}_{FeS_2}\,R\left\{\frac{11}{12}\,\frac{\eta}{K^{g}_{tr}\,(C^{g}_{O_2})} + \frac{1}{(-r_{FeS_2})}\,[1-(1-\eta)^{1/3}]\right\} \quad (51)$$

și prin rearanjare :

$$\eta = \frac{12}{13}\,K^{g}_{tr}\,(C^{g}_{O_2})_m\left\{\frac{\tau}{\rho^{X}_{FeS_2}\,R} - \frac{1}{(-r_{FeS_2})}\,[1-(1-\eta)^{1/3}]\right\} \quad (52)$$

4. Descrierea matematică la desfășurarea procesului după modelul combinat, transferul O_2 prin faza gazoasă, transferul O_2 prin crustă — proces de transformare.

Prin însumare ecuațiilor (16), (28) și (41) se obține :

$$\tau = \frac{11}{12}\,\frac{\rho^{X}_{FeS_2}\,R}{K^{g}_{tr}(C^{g}_{O_2})_m}\,\eta + \frac{\rho^{X}_{FeS_2}\,R}{(-r_{FeS_2})}\,[1-(1-\eta)^{1/3}] + \frac{11}{12}\,\frac{\rho^{X}_{FeS_2}\,R}{(C^{g}_{O_2})_m}\,[1-3\,(1-\eta)^{2/3}+2\,(1-\eta) \quad (53)$$

sau :

$$\tau = \frac{11}{4}\,\frac{\rho^{X}_{FeS_2}\,R}{(C^{g}_{O_2})_m}\left\{\frac{1}{3}\left[\frac{1}{K^{g}_{tr}} - \frac{R}{D^{X}_{O_2}}\right]\eta + \frac{(C^{g}_{O_2})_m}{\frac{11}{4}(-r_{FeS_2})}\,[1-(1-\eta)^{1/3}] + \frac{R}{2\,D^{X}_{O_2}}\,[1-(1-\eta)^{2/3}]\right\} \quad (54)$$

S-au stabilit modelele macrocinetice și matematice ale procesului de prăjire oxidantă a piritelor, folosind modelul granulei cu miez nereacționat. Pentru aceasta s-a verificat experimental că procesul de prăjire a piritelor se desfășoară după un asemenea model. Aceasta s-a făcut prin fotografierea la microscop a secțiunilor în granule de pirită arse pînă la un anumit grad de transformare.

Folosind modelul granulei cu miez nereacționat s-au stabilit ecuațiile diferențiale și integrate ale modelelor matematice, luîndu-se în considerație și cazul cînd concentrația oxigenului este variabilă. Au fost stabilite și ecuațiile integrate ale modelelor macrocinetice combinate.

S-a notat cu :

$C^{g}_{O_2}$ — concentrația oxigenului în volumul fazei gazoase, mol/m³ ;

D_{O_2} — coeficientul de difuzie a oxigenului prin faza gazoasă, m²/s ;

$D^{X}_{O_2}$ — coeficientul de difuzie a oxigenului prin crusta de oxizi, m²/s ;

K_r — constanta vitezei reacției chimice, s⁻¹ ;

K^{g}_{tr} — coeficientul de transfer al unui component prin faza gazoasă, m/s ;

m_g — masa unei granule, kg ;

n_{FeS_2} — numărul de moli de FeS_2 ;

n_{O_2} — numărul de moli de O_2 ;

r — raza miezului nereacționat la un moment dat, m ;

$-r_{FeS_2} = -\frac{dn_{FeS_2}}{S\,d\tau}$ — viteza reacției chimice, sau a altui proces de transformare, moli/m² ;

R — raza inițială a unei granule de pirită, m ;

V_g — volumul unei granule de pirită, m³ ;

V_{gaze} — volumul gazelor de prăjire, m³ ;

$X^{0}_{FeS_2}$ — concentrația masică inițială a FeS_2 în pirită, fracții masă ;

η_{FeS_2} — gradul de transformare a bisulfurii de fier din pirită ;

$\rho^{X}_{FeS_2}$ — densitatea molară a FeS_2, mol/m³ ;

ρ_g — densitatea reală a unei granule de pirită, kg/m³ ;

τ — timpul, s ;

τ° — timpul de consum al unei granule, s.

BIBLIOGRAFIE

[1] Malin K. M., Arkin N. L., Boreskov G. K. şi Slinko G.M. *Tehnologia acidului sulfuric.* Bucureşti, Editura tehnică, 1953.

[2] Kowalska E. Przemysl Chemiczny, 1954, 10, nr. 9, p. 474.

[3] Wada T. Bull. of the Chem, Soc. of Japan,1956, 29 nr. I, p. 100.

[4] Fefelov A.I. şi Leapustina E.M. Zh. Prikl. Khim., 1959, 32, nr. 3, p. 515.

[5] Pincovschi E. şi Tonca E. *Industria chimică anorganică.* 1970, nr. 6—7, p. 16.

[6] Yagi S. şi Takagi K. Chem. Eng. (Japonia), 1952, 15, p. 212, 218, 226.

[7] Maleţ A.M. Khim. Prom., 1959, nr. 1, p. 54.

[8] Maleţ A.M. Khim. Prom., 1963, nr. 11, p. 830.

[9] Maleţ A M. Khim. Prom., 1964, nr. 5, p. 329.

[10] Yagi S. şi Kunii D. Chem. Eng. Sci., 1961, 16, nr. 3—4, p. 372.

[11] Grigoriu I. şi Calistru C. Bul. Inst. Polit. din Iaşi, 1973, vol. XIX (XXII), 3—4, p. 69.

[12] Calistru C. şi Leonte Cornelia. Ind. Chimique Belge. Compte Rendu du XXXVI Congrès International de Chimie Industrielle, Nr. special, T. 32, 1967, p. 756.

[13] Yagi S. şi Kunii D. Fifth International Symposium on Combustion. New-York, Reinhold, 1955, p. 231.

[14] Ishida M. şi Wen C. Y A.I. Ch. E. Jl., 14, nr.2, p. 311.

[15] Ausman J. M. şi Watson C. C. Chem. Engng. Sci., 1962, 17, p. 323.

[16] Ishida M. şi Wen C. Y. Chem. Engng. Sci., 1971, 26, nr. 7, p. 1031, 1043.

[17] Petersen E. E. A.I. Ch. E. Jl. 1957, 3, p. 443.

[18] Szekely J. şi Evans J. Chem. Engng. Sci., 1970, 25, nr. 6, p. 1091.

[19] Levenspiel O. Chemical Reaction Engineering, John Wiley and Sons Inc. New-York-Londra, 1962.

[20] Kunii D. şi Levenspiel O. Fluidization Engineering. John Wiley and Sons Inc. New-York-Londra-Sydney-Toronto, 1959.

[21] Gokarn A.K. şi Doraiswamy L.K. Chem. Engng. Sci., 1971, 26, nr. 10, p, 1521.

[22] Cannon K.J. şi Denbigh K.G. Chem, Engng. Sci., 1957, 6, p. 145.

[23] Cannon K.J. şi Denbigh K.G. Chem. Engng, Sci., 1957, 6, p. 155.

[24] Calistru C. şi Grigoriu I. Congres internaţional de chimie industrială — Bucureşti, 1970, vol. 3., 1017.

[25] Calistru C. şi Grigoriu I. Bul. Inst. polit. din Iaşi, 1971, vol. XVII (XXI) fasc. 3—4, p. 61.

[26] Grigoriu I. şi Ivăşcanu St. Metalurgia, 1971. 23, nr. 9, p. 560.

INFORMAŢII TEHNICO—ECONOMICE

Darea în funcţiune a unei instalaţii de turnare continuă în Ungaria

La oţelăria Ozdi Kohászati Uzemek din Ozd a fost dată în funcţiune o instalaţie de turnare continuă Concast realizată de Schloemann AG (R.F.G.), concepută pentru turnare simultană cu şase fire. Şarjele, de greutate maximă 115 t, sînt transformate în ţagle de 80, 110 sau 120 mm lungime.

Ţaglele sînt destinate alimentării unui laminor de profile mici şi sîrmă, a cărui construcţie, în prezent în curs, a fost încredinţată tot societăţii Schloemann AG şi a cărui capacitate anuală prevăzută este de 350 mii t. Programul de fabricaţie cuprinde oţel rotund de 12,5 la 40 mm şi sîrmă de la 5,5 la 12,5 mm.

Laminorul este dotat şi cu instalaţii mari de finisare. Liniile de sîrmă au asigurată o răcire controlată în partea de înaltă temperatură a laminării, deci în consecinţă o transformare de structură favorabilă. Înfăşurătoarele Garret sînt prevăzute pentru colaci de mari dimensiuni. Executarea ansamblului comenzii se face în cooperare cu întreprinderile cehoslovace.

(Mines et Métallurgie, Franţa, nr. 1973, p. 24)

1973 — an record al producţiei de oţel

Conform International Iron and Steel Institute (IISI), producţia mondială de oţel a atins un nou record în 1973 cu 695, 8 mii t faţă de 629,8 mil. t în 1972.

Conform declaraţiilor preşedintelui IISI, Statele Unite au reocupat primul loc cu 136,5 mil. t, urmate de U.R.S.S. (131 Mt), Japonia (119,3 Mt), R.F. Germania (49,5 Mt), Regatul Unit (26,7 Mt), Franţa (25,3 Mt), şi China Populară (25 Mt). Cele nouă ţări CEE au produs în total 150 mil. t.

(L'Usine Nouvelle, Franţa, nr. 5, 1974, p. 38)

Brichete din deşeuri de metale neferoase

Cercetătorii de la Academia de Mine şi Metalurgie (AGH) din Cracovia au elaborat o metodă şi o aparatură datorită căreia pot fi fabricate, din şpanul provenind de la prelucrarea metalelor neferoase, brichete de dimensiuni mici, însă de greutate specifică mare. Introducerea acestei metode în industrie va permite obţinerea unor economii mari în transportul şi depozitarea deşeurilor metalice.

(Magazyn Hutniczy, Polonia, nr.2, 1974, p. 1)

Conductivitatea termică a aliajelor de niobiu-zirconiu la temperaturi scăzute

În construcţia unor criocabluri, criotransformatoare şi criomaşini electrice este necesar să se utilizeze aliaje de niobiu-zirconiu, deoarece niobiul ca atare are două inconveniente mari : în primul rînd faptul că o suprasarcină poate aduce supraconductorul de niobiu la scara de conductor normal, în al doilea rînd faptul că heliul lichid, ca mijloc de refrigerare, este dificil a fi menţinut la temperatura de funcţionare de 4,5—5°K. Aceste inconveniente pot fi eliminate prin folosirea unor aliaje de niobiu-zirconiu, avînd o conductivitate termică corespunzătoare. În acest sens, zirconiul se aplică pe suprafaţa conductorului de niobiu sub forma unui film metalic, depus prin vaporizare, cu grosimea de 10—12 μm. Pentru menţinerea conductivităţii termice a aliajelor de niobiu-zirconiu, în anumite limite, este necesar ca trecerea la temperatură scăzută a criocablurilor şi criotransformatoarelor să se facă treptat. Pierderile totale ale criocablurilor şi criotransformatoarelor sînt funcţie de puritatea niobiului şi de structura lui. În acest context interioarele criostatului, care conţin cabluri şi transformatoare, să fie în întregime izolate, pentru a evita pierderile prin curenţi turbionari, care ar putea duce la vaporizarea heliului sau hidrogenului.

(Cryogenics, Anglia, vol. 13, nr. 11, 1973, p. 665—671)

Vitezele optime în rețelele instalațiilor de ardere ale cuptoarelor

Dr. ing. Leonida Stoian
Institutul de proiectări tehnologice pentru laminoare — București

CZ 669.041

Literatura de specialitate dă indicații puține și vagi asupra alegerii vitezelor în rețeaua de conducte a unei instalații de ardere. În schimb o literatură bogată tratează dimensionarea și alegerea aparatelor ce se montează în această rețea (arzătoare, ventilatoare, recuperatoare, clapete de reglare, diafragme etc.).

Această deosebire netă izvorăște din natura deosebită a dimensionării: dacă în dimensionarea aparatelor ce echipează instalațiile de ardere condițiile tehnice sînt preponderente, în dimensionarea rețelei, preponderent este criteriul economic.

Aceasta face să se constate o mare varietate în modul de tratare a rețelei. Diferența este generată în primul rînd de raportul deosebit de la țară la țară și variabil în timp, dintre prețul energiei și al metalului. În țările în care energia este încă relativ ieftină, este economică utilizarea unor viteze mari în conducte, iar în țările în care metalul este relativ ieftin, este rațională adoptarea la dimensionarea instalației a unor viteze mai mici.

Adeseori constructorii de cuptoare, pentru a putea oferi un utilaj mai ieftin, dimensionează instalația la viteze mult mai mari decît cea economică, deși această tratare unilaterală a problemei are ca efect o creștere puternică a cheltuielilor de exploatare.

O asemenea abordare a problemei este corectă numai în cazul rețelei de combustibil al cuptoarelor ce utilizează gazul natural, a cărui curgere se face pe seama presiunii sale de zăcămînt, fără cheltuieli pentru energie.

În acest caz dimensionarea rețelei de combustibil este rațional să se facă la viteze cît mai mari, limitate superior de presiunea din rețeaua secției și de viteza maximă admisă de normativul de proiectare a instalațiilor de gaze.

Aerul de combustie însă este adus la presiunea necesară cu consum de energie pentru comprimarea în ventilator. În acest caz și în alte cazuri analoge, soluția optimă de dimensionare este aceea în care suma dintre prețul rețelei și al energiei electrice consumate, într-o anumită perioadă de timp, este minimă.

Prețul rețelei este alcătuit din prețul conductelor și al armăturilor sale. Aici noțiunii de „armături" i se atribuie o sferă mai largă decît cea uzuală, definind-o ca totalitatea elementelor rețelei cu excepția conductelor. Calculînd prețul conductelor montate în rețea, în conformitate cu normele de deviz și cataloagele de prețuri în vigoare, s-a determinat că prețul conductei este aproximat de o funcție parabolică de diametrul interior d [m] al conductei:

$$P = ad^2 + bd + c, \text{ lei/m} \qquad (1)$$

În acest preț a fost inclus prețul conductei, al manoperei de montaj, al vopsirii și probării, iar pentru conductele transportînd fluide calde, și prețul izolației și protecției ei.

Prețul a fost determinat considerînd că grosimea peretelui țevii este cea uzuală (medie) pentru țevile de instalație STAS 403-66 și grosimea minimă de fabricație curentă pentru țevile laminate la cald STAS 404-66. Chiar și aceste grosimi minime depășesc grosimile necesare pentru funcționarea la presiunile uzuale din instalațiile de ardere.

Pentru țevile de diametru mare, confecționate din tablă laminată la cald, prețul a fost determinat, din aceleași considerente, pentru grosimea minimă de tablă prevăzută în STAS 437-67, această grosime de 5 mm fiind de altfel și cea mai uzuală.

În tabela 1 sînt date valorile coeficienților din formula (1) pentru diferite domenii de utilizare.

Tabela 1

Domeniul de utilizare	a	b	c
Conducte STAS 403-66 și 404-66 cu diametrul interior 3/8"—400mm, neizolate	800	900	0
Idem, izolate cu un strat de pîslă minerală gros de 50 mm	1 000	1 000	17
Conducte din tablă OL 37 sudată, cu diametrul 200—2 000 mm, neizolate	0	1 814	0
Idem, izolate cu un strat de vată minerală gros de 60 mm	—100	2 245	5

Raportul dintre prețul armăturilor și conductelor are valori diferite de la cuptor la cuptor, dar calcuînd acest raport pentru numeroase cuptoare din laminoare, s-a remarcat că armăturile reprezintă 20—40% din prețul conductelor. Această valoare este de circa 20% la cuptoarele de încălzire examinate (cuptoare cu propulsie, cuptoare adînci, cuptoare cu vatră păşitoare) și circa 40% la cuptoarele de tratament termic ce au fost examinate (cuptoare cu vatră cu role, cuptoare cu vatră mobilă).

Notînd cu k_1 raporul dintre prețul rețelei și al conductelor sale, prețul rețelei se poate exprima sub forma :

$$P_r = k_1 \ (ad^2 + bd + c), \text{ lei/m} \qquad (2)$$

Consumul de energie și prețul său se determină pornind de la expresia pierderii de presiune în conducte drepte :

$$\Delta P = \lambda \frac{L}{d} \frac{w^2}{2g} \gamma$$

și rezistențe locale (coturi, curbe, cruci, teuri, difuzoare, confuzoare, robineți etc.)

$$\Delta p = \xi \frac{w^2}{2g} \gamma$$

unde :

λ este coeficientul de frecare în conductă ;
L — lungimea conductei, m ;
d — diametrul interior al conductei, m ;
w — viteza fluidului, m/s ;
γ — greutatea specifică a fluidului, kg/m³ ;
ξ — coeficientul de rezistență locală.

Pe aceeași bază statistică ca la determinarea prețului rețelei, s-a stabilit că pierderile în rezistențele locale reprezintă 160—250% din pierderile de presiune în conducte drepte, la toate instalațiile de ardere examinate.

Notînd cu k_2 raportul dintre pierderile de presiune pe rețea și pierderile de presiune în conductele drepte ale rețelei, se poate exprima pierderea de presiune pe un element de rețea :

$$\Delta p_r = \frac{k_2 \lambda L w^2 \gamma}{2gd}$$

în care $k_2 = 2{,}6—3{,}5$, valorile mai mici fiind corespunzătoare cuptoarelor de încălzire, iar cele mai mari, cuptoarelor de tratament termic.

Puterea necesară pentru comprimrea cu Δp_r a fluidului este

$$N_e = \frac{\Delta p_r D}{102 \eta}, \ kW$$

în care :

D reprezintă debitul refulat de mașină (ventilator, pompă etc.), m³/s.
η — randamentul mașinei.

Pentru reglarea corectă a instalației (de aer de combustie, de combustibil) din care face parte rețeaua de conducte ce se studiază, este necesar ca la debitul maxim de fluid pierderea de presiune în organul de reglare (clapetă, ventil) să reprezinte 20—30 % din pierderea de presiune a instalației. Astfel puterea necesară devine :

$$N_i = \frac{k_3 \Delta p_r D}{102 \eta}, \ kW$$

în care coeficientul $k_3 = 1{,}2—1{,}3$ ține seamă de pierderea suplimentară de presiune în organul de reglare reclamată de orice pierdere de presiune în instalație.

Cu elementele ce au fost precizate se poate calcula prețul energiei consumate în n ani, pentru transportul unui fluid pe o rețea cu lungimea $L = 1$m :

$$P_c = \frac{k_2 k_3 \lambda w^2 \gamma \varepsilon D_{max} \ nhC_e}{2 \cdot 102 \ gd\eta}, \text{ lei/m} \qquad (3)$$

în care :

h — reprezintă timpul anual de funcționare a cuptorului, h/an ;
$\varepsilon = D_{med}/D_{max}$ — încărcarea medie a cuptorului ;
C_e — prețul energiei electrice, lei/kWh.

Suma cheltuielilor de investiție și a cheltuielilor pentru energia electrică, dată de relațiile (2) și (3), este :

$$P = \frac{k_2 k_3 \lambda \gamma \varepsilon h n C_e}{2 \cdot 102 \ g\eta} \frac{w^2 D_{max}}{d} + k_1 (ad^2 + bd + c),$$

relație care definește suma cheltuielilor P, ca funcție de trei variabile, D_{max}, d și w, precum și de un număr de mărimi ce pot fi considerate constante. Dintre cele trei variabile, două sînt independente, cea de a treia fiind definită de ecuația continuității curgerii fluidului, considerat incompresibil :

$$D_{max} = \frac{1}{4} \pi d^2 w$$

Pentru o rețea ce se proiectează, debitul D_{max} este o mărime impusă, iar valorile extreme ale funcției P rezultă din ecuația :

$$\left(\frac{\partial P}{\partial d}\right)_{D_{max}} = -\frac{5\pi k_2 k_3 \lambda \gamma \varepsilon h C_e n}{8 \cdot 102 \ g\eta} w^3 + 2k_1 ad + k_1 b = 0 \qquad (4)$$

cum

$$\left(\frac{\partial^2 P}{\partial d^2}\right)_{D_{max}} = \frac{15\pi k_2 k_3 \lambda \gamma h \varepsilon C_e n}{4 \cdot 102 \ g\eta} \frac{w^3}{d} + 2k_1 a > 0$$

rezultă că în domeniul $d > 0$, $w > 0$, funcția P are un minimum.

Deci pentru orice diametru de conductă există o valoare optimă pentru viteza fluidului, valoare dată de ecuația (4).

La stabilirea ecuației vitezelor optime nu s-a ținut cont de cheltuielile de întreținere și, cu excepția cheltuielilor pentru energia electrică, nici de alte cheltuieli de exploatare, întrucît acestea sînt practic independente de diametrul conductelor din rețea.

Nu s-a ținut seamă nici de influența pe care o are rețeaua de conducte asupra prețului aparatelor ce se montează în instalație, această influență fiind neînsemnată.

În figurile 1 și 2 s-au trasat curbele vitezelor optime în domeniul de diametre 0—2 000 mm, pentru aer rece și aer preîncălzit la 450°C.

După cum se remarcă din figuri, curbele au fost trasate pentru energia consumată în $n = 1, 3, 5, 7$ și 10 ani de funcționare a cuptoarelor.

Deoarece în domeniul laminoarelor durata de recuperare a investițiilor este astăzi de 5—7 ani, cu tendința de generalizare a limitei inferioare, se recomandă ca, în acest domeniu, dimensionarea instalațiilor de ardere să se facă pentru viteza optimă pentru 5 ani de funcționare a cuptoarelor.

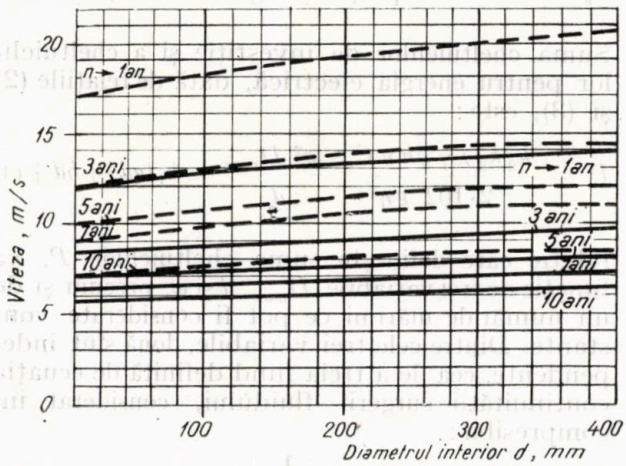


Fig. 1. Vitezele optime în conducte din țeavă laminată cu diametrul de 0—400 mm, neizolate (linie plină) și izolate cu un strat de pîslă minerală cu grosimea de 50 mm (linie întreruptă) în condițiile : $k_1 = 1{,}35$, $k_2 = 3$, $k_3 = 1{,}25$, $\lambda = 0{,}035$, $\varepsilon = 0{,}75$, $h = 6\,600$ h/an, $C_e = 0{,}30$ lei/kWh, $\eta = 0{,}65$, un fluid cu $\gamma = 1{,}2$ kg/m³ (aer de 20°C) în conductele neizolate și un fluid cu $\gamma = 0{,}45$ kg/m³ (aer preîncălzit la 450 °C) în conductele izolate.

Pentru alte condiții decît cele pentru care au fost construite, diagramele pot fi utilizate aplicînd valorilor optime coeficienți de corecție:

$$w = \psi\, w_d \text{ sau } w = \varphi\, w_d \qquad (5) \text{ și } (6)$$

în care :

$$\psi = \sqrt[3]{\frac{x_d}{x}} \text{ și } \varphi = \sqrt[3]{\frac{y}{y_d}} \qquad (7) \text{ și } (8)$$

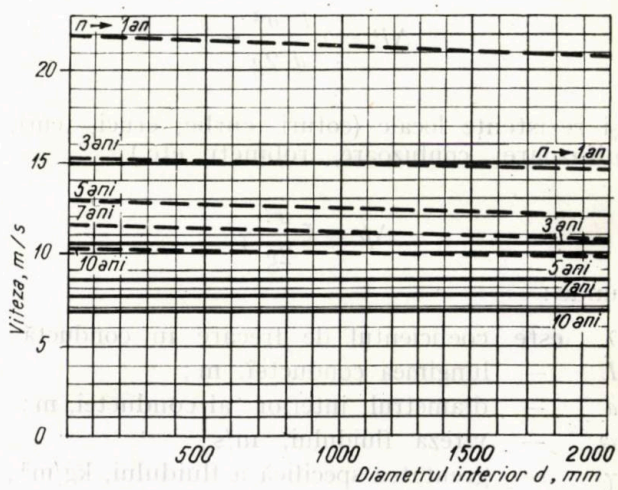


Fig. 2. Vitezele optime în conducte din tablă sudată cu grosimea de 5 mm, diametrul 200—2 000 mm, neizolate (linie plină) și izolate cu un strat de vată minerală cu grosimea de 60 mm (linie întreruptă), în condițiile din figura 1.

semnificația notațiilor fiind următoarea :

w este viteza optimă a fluidelor în cazul examinat, m/s ;

w_e — viteza optimă extrasă din diagramă, m/s ;

ψ, φ — coeficienți de corecție ;

x_d — valoarea uneia dintre mărimile : $k_3, k_2, \lambda, \gamma, \varepsilon, h, C_d$ adoptate la construirea diagramei ;

x — valoarea aceleiași mărimi în cazul examinat ;

y_d — valoarea uneia dintre mărimile k_1 sau η adoptate la construirea diagramei ;

y — valoarea aceleiași mărimi în cazul examinat.

Ing. D. F. Chiriţescu, ing. Zoe Bălăeanu şi ing. C. Nestor
Institutul de cercetări şi proiectări de fabricaţie pentru produse plate şi acoperiri metalice — Galaţi

Consideraţii privind alegerea schemelor de alimentare cu energie electrică a cuptoarelor cu arc

CZ 669.041.38 : 621.365.2

Problema alimentării acestor consumatori capătă o importanţă deosebită, deoarece cuptoarele cu arc — de mare capacitate — s-au impus, în ultimii ani, nu numai în producţie de oţeluri aliate, ci şi pentru producerea oţelurilor carbon.

Prin mărirea capacităţii şi prin reducerea duratei de topire, s-a obţinut o micşorare a pierderilor de căldură şi o mărire apreciabilă a randamentului termic (70% faţă de 25% la cuptorul Martin).

În cazul oţelăriilor care lucrează cu încărcătură solidă cu mult fier vechi, aceste cuptoare îşi valorifică foarte bine calităţile: supleţea în exploatare, uşurinţa conducerii procesului

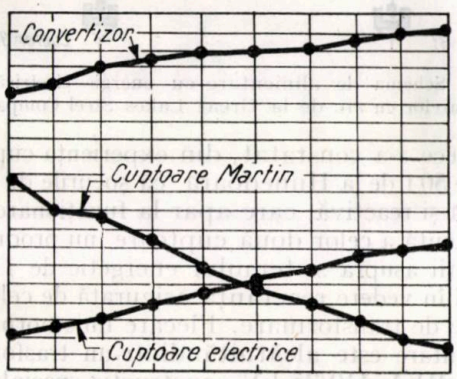


Fig. 1. Evoluţia utilizării cuptoarelor electrice cu arc.

tehnologic, posibilitatea de a elabora toate calităţile de oţel şi randamentul termic ridicat.

Consumul de căldură produsă prin transformarea energiei electrice în cuptoarele cu arc de mare capacitate a putut fi micşorat de circa trei ori faţă de cuptoarele Martin.

Datorită acestor considerente, în timp ce procentual producţia de oţel a cuptoarelor Martin raportată la producţia totală a scăzut în ultimii 10 ani cu 50%, cuptoarele electrice şi-au ridicat contribuţia la producţia totală cu 100%.

O problemă foarte importantă în oţelăriile cu cuptoare electrice este alimentarea cu energie electrică. Schemele de alimentare trebuie să fie astfel alese, încît să fie evitată influenţa sarcinilor de şoc (la amorsarea şi demorsarea arcului) care pot provoca oscilaţii ale tensiunii şi frecvenţei în sistemul de alimentare. Alegerea schemelor de alimentare se face, de regulă, prin compararea variantelor, ţinînd seamă de criteriile de mai sus, de indicii tehnico-economici şi de condiţiile specifice fiecărei întreprinderi. În cele ce urmează se prezintă cîteva tipuri de soluţii de alimentare a cuptoarelor cu arc, întîlnite la diverse combinate siderurgice din ţară şi străinătate.

Alimentarea la medie tensiune (10 kV), folosită la C.S.H. pentru cuptoarele pînă la 20 t, nu este utilizabilă în cadrul unităţilor mari.

Alimentarea din reţele de înaltă tensiune este folosită în mai multe variante:

a) cu trei transformatoare monofazate, soluţie utilizată de BBC-KRUPP din R.F. Germania (trei transformatoare monofazate de 8300 KVA, 110/0,4 — 0,14 KV).

Sistemul permite o mai bună echilibrare a reactanţelor de fază. Aceasta are avantajul de a elimina inconvenientul aşa-zisei „faze rebele" care apare atunci cînd una din faze are o reactanţă ceva mai mică, iar arcul are tendinţa de a prelua încărcarea celorlalte faze;

b) cu una sau două trepte de transformare (de la înaltă tensiune la tensiunea de alimentare a electrozilor), soluţie aplicată de „Aciéries de Pompey" — Franţa;

c) cu două trepte de transformare (cu reglaj pe medie tensiune), soluţie aplicată de „Great Lakes Steel" — S.U.A. şi C.S. Galaţi, diferenţa fiind că la prima reglajul se face pe secundarul transformatorului de 120/35 kV, iar la a doua reglajul se face pe primarul transformatorului de 35/0,42 kV.

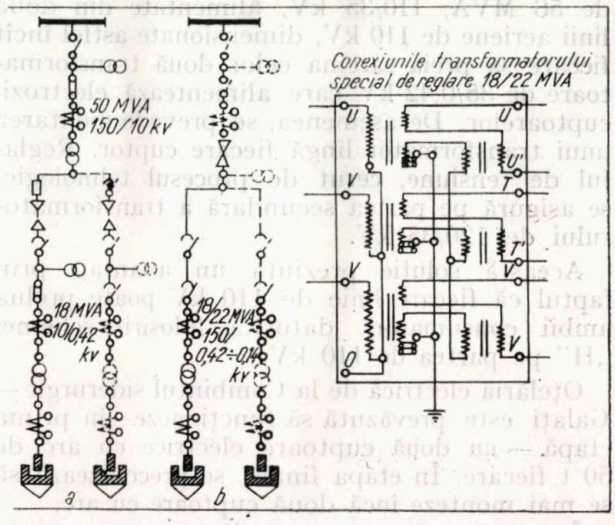


Fig. 2. Alimentarea cu energie electrică a cuptoarelor cu arc de la Olţelăriile electrice Pompey — Franţa.

Pentru alimentarea cu energie electrică a cuptoarelor cu arc de la „Oțelăriile electrice Pompey" — Franța au fost analizate, comparativ, două variante (fig. 2):

Varianta *a* prevede echiparea unei celule de 150 kV și montarea unui transformator de 50 MVA, 150/10 kV, amplasate în stația de distribuție 150 kV; montarea unui transformator de 18 MVA, 10/0,42 kV lîngă cuptor și cabluri de distribuție de 10 kV între transformatorul de rețea și utilaj.

Varianta *b* prevede echiparea unei celule de 150 kV, cabluri de distribuție de 150 kV și un transformator special (cu un transformator auxiliar — în aceeași cuvă — cu reglaj la 15 kV) de 18/22 MVA, 150/0,42 kV, amplasat lîngă cuptor. Firma a ales varianta *b* cu o singură treaptă (150/0,42—0,14 kV), cu distribuție la consumator pe 150 kV și transformator special care prezintă avantajul pozării unui număr mic de cabluri de alimentare ce trec peste un pod existent (soluția este cerută și de condițiile locale). Această variantă prezintă și următoarele dezavantaje:

— Necesitatea unui transformator special cu patru înfășurări și comutatorul pe tensiunea intermediară.

— Necesitatea unui întrerupător de 150 kV cu conectări dese (80—100 conectări/zi).

— Necesitatea construirii unei stații electrice interioare în zona oțelăriei, deoarece poluarea atmosferei în zona oțelăriilor creează dificultăți în exploatarea stațiilor exterioare.

În ambele variante (*a* și *b*), la defectarea unui element din schemă, consumatorul rămîne nealimentat.

Schema de alimentare cu energie electrică a cuptoarelor cu arc de la „Great Lakes Steel Company" prevede utilizarea a două trepte de transformare cu o tensiune intermediară de 35 kV (fig. 3). Astfel se face alimentarea a două cuptoare prin două transformatoare de rețea de 56 MVA, 110/35 kV, alimentate din două linii aeriene de 110 kV, dimensionate astfel încît fiecare să preia sarcina celor două transformatoare de 35/0,42 kV care alimentează electrozii cuptoarelor. De asemenea, se prevede montarea unui transformator lîngă fiecare cuptor. Reglajul de tensiune, cerut de procesul tehnologic, se asigură pe partea secundară a transformatorului de 120/35 kV.

Această soluție prezintă un avantaj, prin faptul că fiecare linie de 110 kV poate prelua ambii consumatori, datorită folosirii schemei „H" pe partea de 110 kV.

Oțelăria electrică de la Combintul siderurgic—Galați este prevăzută să funcționeze—în prima etapă — cu două cuptoare electrice cu arc de 50 t fiecare. În etapa finală, se preconizează să se mai monteze încă două cuptoare cu arc.

În etapa „două cuptoare", s-a prevăzut ca alimentarea cu energie electrică să se realizeze din stația de record adînc 110 kV a oțelăriei electrice, prin intermediul transformatoarelor de 40 MVA, 110/35 kV.

S-a adoptat schema de alimentare radială bloc, transformator de 110/35 kV, 40MVA—cuptor 50 t,

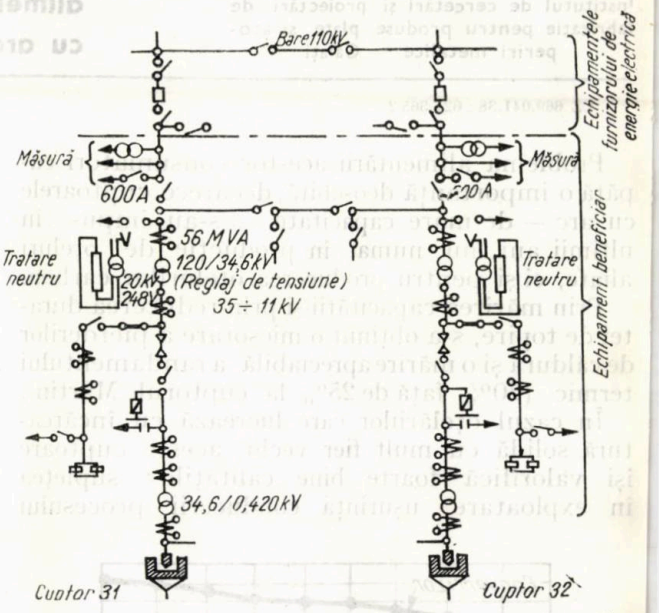


Fig. 3. Schema de alimentare cu energie electrică a cuptoarelor cu arc de la Great Lakes Steel Company.

deoarece s-a constatat, din experiența cuptoarelor de 50 t de la Hunedoara, că șocurile de putere activă și reactivă, care apar la funcționarea concomitentă a celor două cuptoare, nu produc perturbații asupra sistemului energetic de 110 kV, avînd în vedere reactanța asigurată de cele două trepte de transformare. Fiecare linie normală de alimentare este alcătuită dintr-un trasformator de 40 MVA, 110/35 kV construcție specială (izolație întărită), cu reglaj automat de tensiune, amplasat în stația de racord adînc a oțelăriei și alimentat din barele de 110 kV—de pe secții diferite.

Fiecare transformator are cîte o secție de bare de 35 kV din care, prin cele două întrerupătoare automate (montate în paralel, pentru mărirea siguranței în alimentare, dat fiind regimul greu de exploatare) se alimentează transformatorul cuptorului amplasat în oțelăria electrică la circa 700 m distanță. Distribuția de energie electrică se face la tensiunea de 35 kV, prin cabluri.

Cuptorul electric este prevăzut cu un transformator de 25 MVA, 35/0,4 kV, cu ajutorul căruia se face reglarea tensiunii la cuptor, funcție de tehnologia șarjei. Acest reglaj se comandă în mod normal de către operator. Pentru reglarea tensiunii, la nivelul barei de 110 kV, s-a prevăzut reglajul automat al tensiunii la transformatorul de 40 MVA, 110/35 kV (fig. 4).

Pentru asigurarea alimentării cu energie electrică a cuptoarelor, în cazul apariției unei avarii pe una din alimentările normale, s-a prevăzut

a se monta—în stația de racord adînc—al treilea transformator de 40 MVA, 110/35 kV care va fi amplasat astfel încît să constituie rezerva fiecărui transformator de pe alimentările normale.

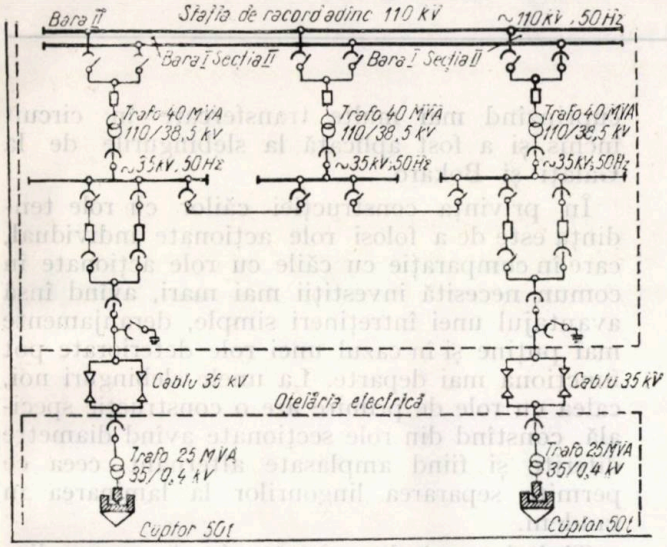


Fig. 4. Schema de alimentare a cuptoarelor electrice de la C.S. Galați cu reglajul automat al tensiunii la tranfsormatorul de 40 MVA, 110/35 kV.

Din calculul fiabilității ansamblului unei linii normale de alimentare a unui cuptor a reieșit că media perioadei de funcționare (starea de succes) este de 5 600 h, iar media perioadei de defectare este de 47 h.

Pierderea de producție, generată de defectarea instalației electrice, a unui cuptor de 50 t, care elaborează o șarjă în circa 8 h, este de 12 000 lei/h, considerînd 2 500 lei t de oțel.

Făcînd un calcul tehnico-economic pe ansamblul celor două cuptoare, reiese că valoarea lucrărilor pentru montarea transformatorului de rezervă echivalează cu pierderile de producție din circa 160 h de nefuncționare a celor două cuptoare. Din cele expuse reiese că perioada medie de defectare a liniilor de alimentare, pentru ambele cuptoare, este de circa 94 h pe an, ceea ce înseamnă că montarea transformatorului de rezervă se amortizează în circa 1,7 ani.

De fapt timpul de amortizare este mai scurt, deoarece nu s-au luat în considerare stagnările produse în flux.

Comparînd schemele de alimentare expuse, rezultă că ele asigură — în bune condiții — alimentarea cu energie electrică a cuptoarelor cu arc, cu precizarea că schema adoptată la C.S. Galați prezintă un grad mai mare de siguranță în exploatare.

Gradul înalt de siguranță are o mare importanță în cadrul unei economii în plină dezvoltare ce solicită toate capacitățile de producție la parametrii maximali.

De asemenea, schema utilizată la C.S. Galați ține seamă de caracterul planic de dezvoltare a economiei socialiste unde obținerea și chiar depășirea producției planificate—în toate ramurile—constituie un imperativ economic de prim ordin.

Măsurări ale magnetizării niobiului pur în curent continuu

Pentru realizarea cablurilor și transformatoarelor electrice supraconductoare au fost efectuate măsurători ale magnetizării în curent continuu ale niobiului pur, ca metal încorporat în construcția acestor produse electrotehnice. În acest scop s-au cercetat și asimilat tipuri de sîrmă din niobiu, de diferite purități, care au fost supuse la solicitări termice tranzitorii la 4,2—20,4 — 77°K și electrice pînă la 200 kV.

Măsurarea magnetizării s-a făcut în comparație cu cuprul, determinîndu-se adîncimea de pătrundere a curentului, pe efect Kelvin de 10 mm la 300°K și de la 1 mm la 4,2°K. Pentru efectuarea măsurătorilor s-a refrigerat niobiul în hidrogen lichid la 20,4°K, care are o energie necesară pentru lichifiere de 20 ori mai mică decît pentru heliu și o căldură de vaporizare de 20 ori mai mare decît cea a heliului.

(*Cryogenics, Anglia, vol. 13, nr. 11, 1973, p. 639—644*)

Molibdenul, element de penetrație

Industria electrotehnică și electronică reprezintă un cîmp vast de aplicații și utilizări ale metalelor rezistive folosite în construcția echipamentelor electronice, acționărilor electrice (bobine, rezistențe ș.a.).

În familia metalelor rezistive și cu proprietăți mecanice remarcabile molibdenul ocupă un loc important, el putînd fi utilizat, ca aliaj de înaltă rezistență, în construcția reostatelor și rezistențelor aparatelor electrocasnice și cuptoarelor industriale care funcționează pînă la temperatura de 1 150°C. Au fost asimilate, în acest scop, tipuri de molibden cu rezistența de rupere de 65—75 kg/mm² și cu rezistivitatea de 1,18—1,36 ohm.mm²/m. El are un coeficient de temperatură al rezistenței apropiat de zero, tensiune termoelectromotoare mică în raport cu alte metale, rezistență constantă în timp și stabilitate la coroziune.

(*New Scientist, Anglia, vol. 59, nr. 864, 1973 p., 678—682*)

INFORMAȚII—TEHNICO—ECONOMICE

Conductoare și cabluri electrice. Stadiul actual al folosirii aluminiului în construcția lor

În ultimul timp au fost efectuate cercetări și experimentări pentru reducerea, în continuare, a consumului de cupru electrotehnic și fără oxigen în construcția cablurilor și conductoarelor electrice de energie și de telecomunicații și înlocuirea lui cu aluminiu, iar în unele cazuri, cu sodiu. Au fost stabilite domeniile de utilizare a aluminiului în locul cuprului, la cablurile de energie și telecomunicații care funcționează în medii corosive, în funcție de indicele (*p*H) al mediului ambiant. Aluminiul recomandat în urma cercetărilor efectuate, pentru execuția cablurilor de energie de 1 — 35 kV, trebuie să aibă o rezistivitate electrică maximă de 0,026 ohm·mm²/m și o rezistență de tracțiune de 16—18 kgf/mm². Cercetările pentru precizarea proprietăților fizico-electrice ale aluminiului au avut ca scop definitivarea acestor proprietăți atît pentru cabluri de energie și de telecomunicații, cît și pentru linii electrice aeriene din aluminiu, de 1—400 kV. În acest scop, liniile electrice aeriene din aluminiu au fost încercate la efectul „corona" și în diferite medii climatice în scopul stabilirii comportării lor la asemenea solicitări și stabilirii condițiilor de utilizare în concordanță cu caracteristicile mediilor în care funcționează. S-au cercetat în continuare condițiile în care cuprul și aluminiul pot fi înlociute cu sodiu, ca metal conductor, în construcția cablurilor și conductoarelor electrice de joasă tensiune (0—1 000 V). Cu această ocazie s-a stabilit că economia de metale neferoase în construcția cablurilor electrice de joasă tensiune poate să ajungă pînă la 30—40 % pe un km de cablu a secțiunii medii de 50mm².

(*Technische Rundschau, Elveția, vol. 65, nr. 44, 1973, p. 27—29*).

Stadiul actual al laminoarelor slebing (II)

CZ 621.771.22

În prima parte a lucrării [1] s-a analizat stadiul actual al fabricării sleburilor—prin laminare și turnare continuă—, sortimentul de lingouri și sleburi, cuptoarele adînci, construcția și caracteristicile cajelor, precum și aspectele tehnologice ale laminării sleburilor.

Utilajele auxiliare

Laminoarele slebing sînt deservite de o serie de utilaje auxiliare, caracterizate prin construcție solidă (determinată de greutatea mare a lingourilor), siguranță în funcționare și cicluri scurte de lucru pentru a permite realizarea unor productivități foarte ridicate.

Pentru transportul lingourilor de la cuptoare adînci la linia de laminare se folosesc transfercare, construite în general pentru două lingouri, ținînd seamă de răspîndirea largă a tehnologiei de laminare în tandem. Din punct de vedere constructiv transfercarele pot fi cu cupă sau cu role, iar din punct de vedere al acționării pot fi automate sau trase cu cablu.

La slebingurile noi cele mai răspîndite sînt transfercarele formate din cale cu role și trase cu cablu. Transfercarul cu cale cu role, deși este solicitat mai puternic decît transfercarul cu cupă din cauza depunerii directe a lingourilor, are avantajul unei predări mai rapide a lingourilor, al posibilității depunerii convenabile a lingourilor (cu capul sau piciorul înainte) și al unei soluții mai simple pentru transportul simultan al celor două lingouri. Transfercarele trase cu cablu au o construcție mai ușoară și permit viteze și, în special, accelerații mai ridicate decît transfercarele automotoare, deoarece accelerația este independentă de frecarea dintre roți și șine. Pentru a se evita deranjamentele mari în cazul ruperii cablurilor se prevede cîte un sistem de acționare la frecare capăt. Lungimea maximă a căii transfercarului, limitată de alungirea cablului și de mărimea tamburilor, este de 180—200 m.

Ținînd seamă că viteza maximă uzuală a transfercarelor este de 5—6 m/s și că ciclul minim de laminare la slebingurile moderne este de circa 1 min la laminarea individuală și de circa 1,5 min la laminarea în tandem, în cazul unor slebinguri de mare productivitate și cu un front lung de cuptoare adînci, sînt necesare două transfercare, în special, la amplasarea longitudinală a cuptoarelor. O soluție care asigură productivitatea maximă este sistemul carusel cuprinzînd mai multe transfercare în circuit închis și a fost aplicată la slebingurile de la Galați și Bokaro.

În privința construcției căilor cu role tendința este de a folosi role acționate individual, care în comparație cu căile cu role acționate în comun necesită investiții mai mari, avînd însă avantajul unei întrețineri simple, deranjamente mai puține și în cazul unei role deteriorate pot funcționa mai departe. La unele slebinguri noi, calea cu role de primire are o construcție specială, constînd din role secționate avînd diametre diferite și fiind amplasate alternant, ceea ce permite separarea lingourilor la laminarea în tandem.

Ținînd seamă de greutatea foarte mare a lingourilor, la slebingurile moderne o atenție deosebită se acordă construcției manipulatoarelor și în special a răsturnătoarelor. La una din soluțiile cele mai reușite acționarea răsturnătorului are o poziție fixă și linialul care primește lingoul în curs de răsturnare se poate bascula, ceea ce permite micșorarea șocului datorită căderii longourilor de la o înălțime mai mică.

Deși se consideră că pînă la 30—40% suprafață curățată flamarea manuală este mai avantajoasă din punct de vedere economic datorită diferenței de consum de metal [2], producțiile mari ale slebingurilor, condițiile severe impuse calității suprafeței și condițiile grele de lucru la flamarea manuală au determinat includerea în fluxul tuturor slebingurilor moderne a mașinilor de flamat la cald, așezate între cajă și foarfece, care curăță integral toate fețele sleburilor. Flamarea la cald în flux nu elimină însă controlul și flamarea manuală a sleburilor în depozit deoarece pentru a limita consumul de metal la flamarea în flux stratul de metal îndepărtat are o grosime redusă, astel că defectele mai adînci trebuie îndepărtate manual. De asemenea, unele calități nepretențioase de oțeluri nu sînt flamate decît local, în depozit.

Grosimea stratului îndepărtat depinde de temperatura metalului, puritatea, viteza și presiunea oxigenului, viteza materialului, tipul gazului combustibil, construcția duzei. În practică, elementul de bază prin care se reglează grosimea stratului îndepărtat este viteza de trecere a materialului, ceilalți factori înscriindu-se între limite relativ strînse. Se menționează însă că nici viteza nu poate depăși anumite limite extreme, deoarece la viteze prea mici apare pericolul supraîncălzirii materialului și înfundări

duzelor, iar la viteze prea mari nu se pot îndepărta defectele.

Mașinile moderne de flamat lucrează cu viteze de 15—75 m/min, grosimea stratului îndepărtat de pe o față variind în mod corespunzător între 4,5 și 0,8 mm. La multe slebinguri se lucrează în medie cu o grosime a stratului îndepărtat de 1,5 mm, corespunzînd unui consum de metal de 15 kg/t la sleburi de 200 mm grosime, ceea ce se obține cu o viteză de deplasare de 30 m/min.

Oxigenul trebuie să aibă o puritate minimă de 99,5%, la o puritate mai scăzută micșorîndu-se grosimea stratului îndepărtat și putîndu-se chiar întrerupe procesul de flamare. Presiunea oxigenului la flamare variază în general între 1,2 și 3,0 at, depinzînd în primul rînd, de construcția duzelor. O presiune prea ridicată nu este recomandabilă deoarece apare pericolul suprapunerilor. Consumul specific de oxigen (denumit și factorul oxigen-metal) depinde de viteza și temperatura metalului, de puritatea și de presiunea oxigenului. În condiții optime de exploatare acest factor are valoarea de 0,12—0,16 Nm^3O_2/kg metal îndepărtat. Ținînd seamă de devierile față de condițiile optime, consumul mediu de oxigen reprezintă în general 3—4 Nm^3/t sleb (la o pierdere de metal de 1,5—2%), ceea ce înseamnă un consum mediu de 2 000—3 000 Nm^3/h. Instalația trebuie însă dimensionată pentru vîrfuri mult mai mari (pînă la 20 000 Nm^3/h), ținînd seamă de faptul că timpul de flamare reprezintă sub 50% din timpul de laminare și de faptul că în anumite cazuri adîncimea de flamare este considerabil mai mare decît cea medie. Preluarea acestor vîrfuri se asigură prin acumulatoare de oxigen.

Combustibilul utilizat pentru flamare poate fi acetilenă, propan, gaz metan, gaz de cocs. Acetilena asigură o cantitate de metal îndepărtat cu 10—15% mai mare decît gazele celelalte care au ardere lentă și un timp de preîncălzire mai scurt (5 s față de 8 s la gaz metan și 12 s la gaz cu cocs) [3].

Temperatura optimă de flamare este de 1 050—1 100°C și în orice caz se recomandă ca această tempeatură să nu scadă sub 1 000 °C.

Se pot flama la cald fără nici o măsură specială toate oțelurile carbon, oțelurile slab și mediu aliate, oțelurile silicioase (pînă la 4,5% Si). În cazul oțelurilor bogat aliate trebuie adăugată pulbere de fier pentru a mări cantitatea de căldură, asigurîndu-se astfel stabilitatea reacției și obținerea unei zgure fluide; limita dintre flamarea normală și cu pulbere de fier este la 4—5% elemente de aliere, contînd în special Cr, Si, Mo și Al [3].

Mașinile moderne asigură flamarea simultană a celor patru fețe ale sleburilor, cu ajutorul unor subansambluri orizontale și verticale de mai multe duze, cu bloc comun de distribuție și reglare centralizată a oxigenului și gazului (alimentare comună cu gaz și oxigen). Amestecul gazului cu oxigen se face în afara duzei ceea ce evită loviturile de berbec. Duzele au un orificiu continuu de 200—300 mm, ceea ce asigură o construcție mai simplă și o suprafață mai uniformă a materialului flamat. În prezent se construiesc duze de productivitate mărită ,care față de tipurile standard permit o viteză dublă a materialului pentru aceeași adîncime de flamare (de exemplu: 25 m/min pentru 3,5 mm) [3]. Pentru a nu întrerupe laminarea în cazul deranjamentelor (care în general reprezintă sub 5%) și pentru întreținere, mașina de flamat se poate scoate din flux. La construcțiile noi o atenție mărită se acordă evacuării și epurării gazelor, precum și granulării și evacuării zgurei care conține peste 80% Fe.

Pentru șutarea și divizarea sleburilor se folosesc foarfece electromecanice, care au o serie de avantaje față de foarfecele hidraulice (productivitate mai ridicată, durabilitate mai mare a cuțitelor, întreținere mai ușoară). Datorită dimensiunilor mari ale sleburilor, foarfecele necesită forțe de tăiere pînă la 4 000 tf, iar în cazul construcției clasice puterea motoarelor de acționare ajunge la 5 000 CP (și peste).

La slebingul de la IJmuiden a fost montat un foarfece de tip nou—denumit și foarfece cu tăiere progresivă— , format dintr-un port-cuțit superior, montat pe un excentric cu cursă constantă și mică (63 mm) și avînd o mișcare permanentă, precum și dintr-un port-cuțit inferior fix. Tăierea slebului se efectuează prin penetrații succesive ale cuțitului superior, acesta coborînd după fiecare cursă cu 63 mm cu ajutorul unor șuruburi. Datorită cursei mici, motoarele de acționare au numai 2 × 1 000 CP. Deși sînt necesare mai multe curse pentru efectuarea unei tăieri, foarfecele cu tăiere progresivă are o productivitate similară cu cea a construcției clasice datorită numărului mai mare de curse pe minut; astfel, foarfecele poate efectua 7 tăieri/min, la sleburi de 200 mm, 5,5 tăieri/min la sleburi de 300 mm și 3,5 tăieri/min, la sleburi de 600 mm [4]. Avantajul principal al acestei construcții constă în investițiile mult mai reduse (economia ajunge pînă la 50%), datorită acționării prin curent alternativ și cu motoare de putere redusă, eliminării reductoarelor de la sol și a barelor de cuplare, precum și micșorării lucrărilor de construcții și fundații. De asemenea, calitatea tăierii este foarte bună, cu o deformație minimă a materialului.

Majoritatea slebingurilor moderne sînt echipate cu mașini automate de marcat, la care schimbarea cifrelor se comandă de la distanță. Rezultatele de exploatare nu sînt însă întotdeauna satisfăcătoare, deranjamentele provenind în general de la deformarea cifrelor datorită căldurii și de la imprimările greșite în urma deplasării cifrelor. La unele slebinguri se prevăd două mașini de marcat pentru a se evita asemenea

deranjamente și a se permite continuitatea procesului de marcare și în perioadele de întreținere a mașinilor, care reprezintă circa 10% din fondul nominal de timp.

Multe slebinguri moderne sînt echipate cu instalații de răcire cu apă a sleburilor, care permit reducerea suprafețelor de depozitare și a ciclurilor de fabricație, precum și eliminarea țunderului de pe suprafața sleburilor, ușurîndu-se astfel detectarea defectelor.

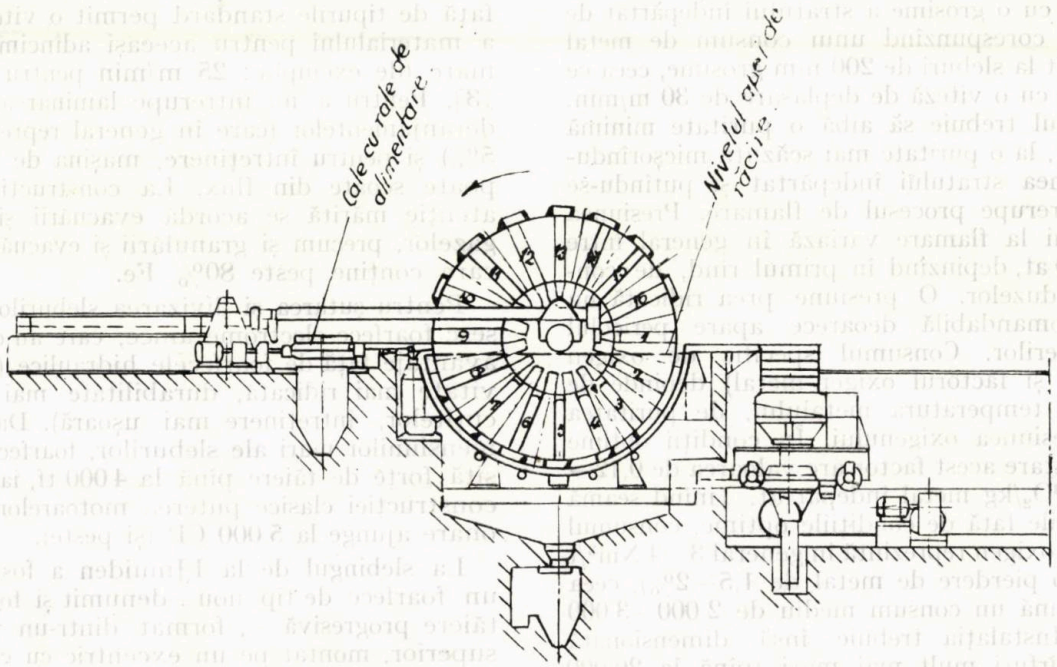


Fig. 1. Roată de răcire pentru sleburi [2].

Primele dispozitive de răcire care au căpătat o răspîndire largă au fost roțile de răcire (fig. 1), care asigură răcirea sleburilor de la 1 000 la 100°C în maximum 30 min. O roată de răcire are o productivitate de 200—350 t/h (în funcție de sortiment), necesită circa 2,5—3 m³ apă/t (în ipoteza încălzirii apei de la 30 la 80°C), iar cantitatea de țunder rezultat este de 0,4%. Deși pînă în anul 1970 au fost construite peste 20 de roți de răcire la Beeckerwerth, Bochum, Dortmund, Linz, Wakayama, Kashima, Mizushima, Taranto etc., în ultimul timp această soluție se aplică mai rar datorită pericolului de deformare a sleburilor în timpul răcirii.

Firma Yawata (în prezent Nippon Steel) a realizat un sistem nou de răcire a sleburilor prin stropire simultană cu apă pe ambele fețe, slebul efectuînd o mișcare oscilantă pe calea cu role de evacuare. Într-o perioadă de 20—30 min slebul este răcit de la 750—800°C la circa 80°C. Datorită răcirii uniforme se evită curbarea slebului. Instalații de răcire a sleburilor prin stropire pe calea cu role au fost montate la Sakai, Kimitsu, și Hirohata.

Sistemul de răcire prin stropire a fost aplicat și în altă variantă în care stropirea se efectuează nu în timpul avansului pe calea cu role, ci în timpul deplasării transversale a slebului. Această variantă este reprezentată schematic în figura 2, unde se vede și linia de flamare manuală cu două răsturnătoare [5]. Transportul sleburilor în instalația de răcire se realizează cu lanțuri, iar alimentarea și evacuarea, cu dispozitive speciale. Deasupra instalației este o hotă de absorbție a aburului. Tabela 1 cuprinde caracteristicile a două instalații de răcire cu apă a sleburilor de acest tip, rezultînd productivitatea foarte ridicată datorită ciclului scurt de răcire.

La un slebing-universal de 1 250 mm a fost montată o instalație de răcire de concepție

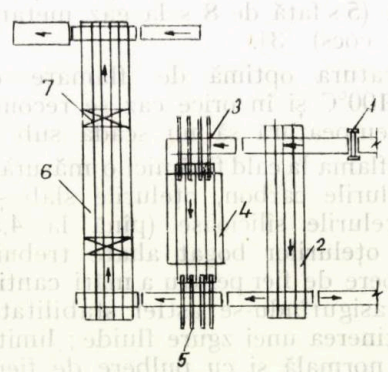


Fig. 2. Schema răcirii cu apă a sleburilor prin deplasare transversală :

1 — foarfece; *2* — transportor; *3* — mașină de încărcat; *4* — instalație de răcire cu apă; *5* — mașină de descărcat; *6* — linie de flamare manuală; *7* — răsturnător.

nouă, la care răcirea se obține prin scufundare în apă (fig. 3). Instalația a fost construită pentru sleburi de 600—2 200 mm lățime, 4 800—15 000 mm

Tabela 1

Denumirea caracteristicii	Uzina *A*	Uzina *B*
Grosimea slebului, mm	80 — 300	200 — 300
Lățimea slebului, mm	600 — 2 100	900 — 2 100
Lungimea slebului, mm	3 000 — 12 000	5 000 — 9 000
Greutatea maximă a slebului, t	40	35
Lungimea totală a transportorului cu lanțuri, m	32	50
Numărul de fire ale transportorului cu lanțuri	6	4
Dimensiunile camerei de stropire, m	25 × 13	40 × 10
Ciclul de răcire, s	50	90
Productivitatea, t/h	600 — 1 200	700 — 1 200

lungime și max. 50 t greutate, productivitatea la o răcire de la 900 la 80°C, variind de la 130 la 1 350 t/h, în funcție de dimensiunile sleburilor [6].

La aceeași greutate a lingourilor productivitatea crește pe măsură ce se mărește secțiunea slebului, în urma reducerii numărului de treceri. În cazul sleburilor pentru table groase, secțiunea transversală a slebului este constantă pentru un anumit format de tablă. Micșorarea grosimii slebului are ca efect mărirea productivității laminorului de tablă groasă și mărirea numărului de treceri la slebing. Datorită însă secțiunii constante a slebului va rezulta o lățime mai mare a slebului, avînd drept consecință mărirea masei lingoului ; în felul acesta nu va rezulta o micșorare a productivității slebingului, dimpotrivă, după cum reiese din figura 4, *a* și *b*, influența lățimii este mai importantă, astfel că la aceeași secțiune a slebului productivitatea slebingului este cu atît mai ridicată, cu cît grosimea este mai mică și, respectiv, lățimea mai mare [20].

Pentru obținerea unor productivități ridicate la majoritatea slebingurilor moderne se aplică laminarea în tandem a două lingouri. Condițiile de bază pentru laminarea în tandem sînt următoarele :

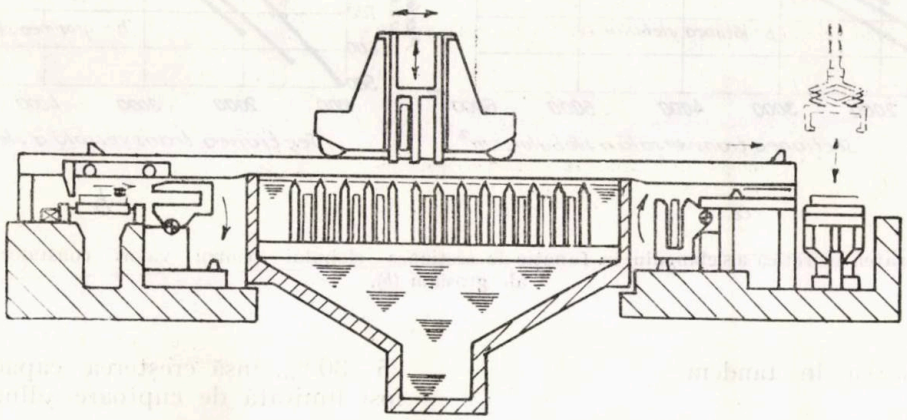


Fig. 3. Instalație de răcire a sleburilor prin scufundare [6].

Răcirea sleburilor în apă se poate aplica numai oțelurilor cu conținut scăzut de carbon, în caz contrar tensiunile termice putînd produce crăpături. Astfel, cu roțile de răcire pot fi răcite sleburi de orice grosime în cazul mărcii OL 37, pînă la 140 mm la OL 42 și pînă la 100 mm la OL 50 [2].

În tabela 2 sînt cuprinse caracteristicile utilajelor de bază și auxiliare, precum și cele tehnologice pentru cîteva dintre cele mai reprezentative slebinguri universale construite în ultimii 10 ani [4], [7] — [19].

Productivitatea

Capacitatea de producție a slebingurilor depinde de caracteristicile cajelor (în special diametrul cilindrilor și momentul maxim al motoarelor, care determină reducerile maxime pe trecere), de dimensiunile sleburilor și de greutatea lingourilor, precum și de sistemul de laminare.

— dimensionarea adecvată a motoarelor principale de acționare, ținînd seamă de solicitarea mărită la încălzire datorită creșterii valorii momentului pătratic în urma măririi raportului dintre timpii mașină și timpii pauză ;

— alegerea corectă a distanțelor dintre utilaje în funcție de lungimea însumată a celor două semifabricate (lungimea căii cu role de lucru din fața cajei, distanța dintre cajă și mașina de flamat, distanța dintre mașina de flamat și foarfece) ;

— alegerea corectă a greutății lingoului în funcție de secțiunea semifabricatului ; astfel, în unele cazuri este mai favorabilă o greutate mai mică de lingou, care să permită laminarea în tandem, față de greutatea mai mare care ar duce la lungimi prea mari ale semifabricatului.

De asemenea, la proiectarea slebingurilor noi se ține seamă de laminarea în tandem și la construcția unor utilaje (transfercar, calea cu role de primire).

Pentru a determina influența sistemului de laminare asupra productivității, știind că aceasta are expresia:

$$P = \frac{3\,600\,G}{T_t} = \frac{3\,600\,G}{T_m + T_p}$$

(unde P este productivitatea teoretică, t/h; G — masa lingoului, t T_t — ciclul total de laminare, s; T_m — timpul mașină, s; T_p — timpul pauză, s), se pot scrie următoarele relații:

— la laminarea individuală:

$$P_i = \frac{3\,600\,G}{T_m + T_p} = \frac{3\,600\,G}{T_m + k\,T_t},$$

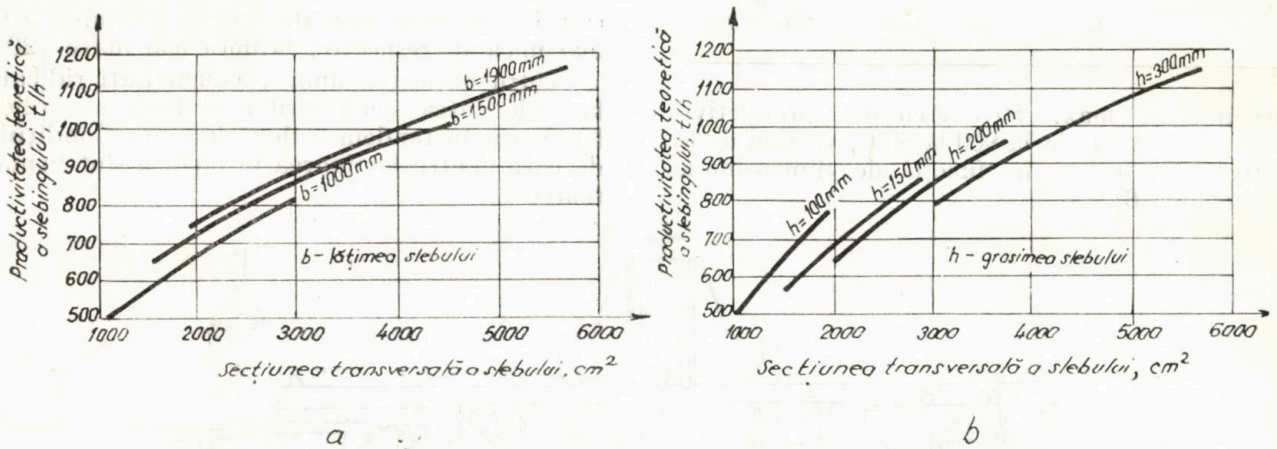


Fig. 4. Productivitatea teoretică a slebingului în funcție de secțiunea slebului pentru valori constante ale lățimii (*a*) și ale grosimii (*b*).

— la laminarea în tandem:

$$P_t = \frac{3\,600 \times 2G}{2T_m + T_p} = \frac{3\,600 \times 2G}{2\,T_m + k\,T_t}$$

În aceste relații termenul k reprezintă raportul dintre timpul pauză și ciclul total de laminare individuală

$$\left(k = \frac{T_p}{T_t} = \frac{T_p}{T_m + T_p}\right).$$

Împărțind cele două relații, după simplificare rezultă:

$$\frac{P_t}{P_i} = \frac{2}{2 - k}$$

Această relație exprimă mărirea productivității la laminarea în tandem și este reprezentată grafic în figura 5. În general coeficientul k are valoarea 0,60—0,70, astfel că prin laminarea în tandem se poate obține o mărire teoretică a productivității cu 40—50%. În practică mărirea este mai mică datorită unor pauze suplimentare inerente între cele două lingouri, putînd însă atinge 30% (și peste).

În U.R.S.S. s-au efectuat numeroase cercetări și verificări privind eficacitatea laminării în tandem la bluminguri și slebinguri [21]. Astfel, prin laminarea în tandem la șapte laminoare degrosisoare s-a obținut o producție suplimentară de 3,9 mil. t/an oțel lingou. La slebingul universal de la Jdanov s-a realizat în 1969 o producție de 5,424 mil. t oțel lingou, mărindu-se cu 15% față de laminarea individuală; se menționează însă că prin laminarea în tandem ciclul de laminare propriu-zisă s-a redus cu 25—30%, însă creșterea capacității secției a fost limitată de cuptoare adînci și foarfece.

Automatizarea

Pînă relativ recent (1965—1967) automatizarea blumingurilor și slebingurilor era limitată la comanda-program a cajei reversibile, soluție care are o mare rigiditate și se bazează pe condiții nefavorabile de laminare, ceea ce limitează productivitatea.

În ultimii ani s-a aplicat la mai multe laminoare degrosisoare optimizarea laminării prin calculator de proces. La slebingul universal de la Beeckerwerth, după studii teoretice laborioase și numeroase măsurări practice a fost instalat un calculator de proces, care pe baza unor date minimale de pornire (dimensiunile lingoului și ale slebului, calitatea oțelului) realizează optimizarea schemelor de laminare, determinînd reducerile maxime și vitezele optime cu ajutorul modelelor matematice pentru factorii limitativi (forța și momentul de laminare) și pentru ciclurile de laminare. În urma comenzii slebingului prin calculator de proces s-a obținut față de comanda-program reducerea ciclului mediu de laminare de la 108 la 87 s (prin reducerea numă-

rului de treceri și prin micșorarea timpilor pe trecere), micșorarea consumului de metal, creșterea temperaturii finale de laminare (cu peste 10°C), fără ca solicitarea termică a motoarelor principale să crească sensibil, iar solicitarea mecanică a elementelor mecanice de transmisie a rămas aceeași sau chiar a scăzut [22].

— în urma optimizării schemelor de laminare s-a redus consumul de energie electrică cu 3%;

— s-a redus personalul cu circa 10%.

Pentru realizarea unei exploatări optime de la încărcarea lingourilor în cuptoarele adînci, pînă la depozitarea sleburilor, pe lîngă calculatoare de proces se prevăd și calculatoare de

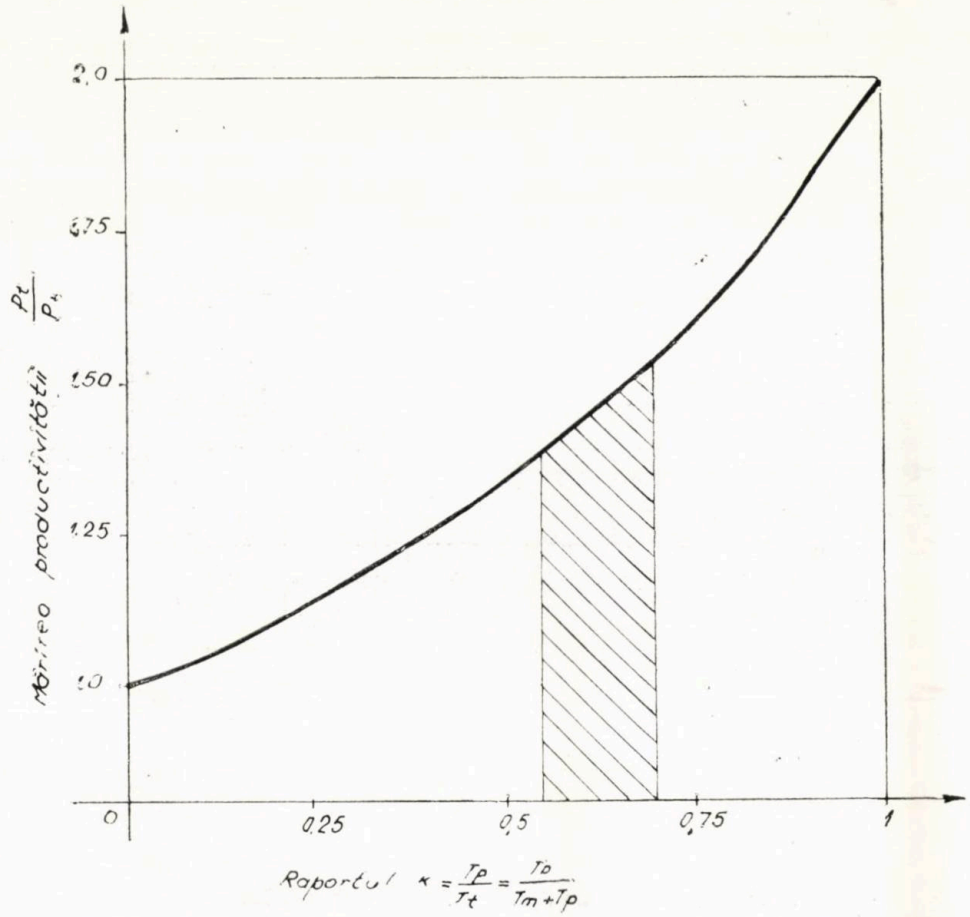


Fig. 5. Influența laminării în tandem asupra productivității sinlebgurilor.

La complexul de laminoare degrosisoare de la Sakai, cuprinzînd un bluming-slebing cu Ø1 400mm și un slebing-universal cu Ø 1 200 mm, a fost aplicată automatizarea integrală a procesului de laminare prin calculator, avînd următoarele funcțiuni: optimizarea programului de laminare, programarea și urmărirea cuptoarelor adînci, dirijarea automată a materialului, optimizarea schemelor de laminare în funcție de parametrii tehnologici (în special momentul de laminare), colectarea și distribuția automată a informațiilor [23]. După circa doi ani de exploatare s-au obținut următoarele rezultate:

— productivitatea cuptoarelor adînci s-a mărit cu 11,5%;

— s-a realizat o productivitate medie la slebing de 600 t/h (la laminarea individuală a lingourilor de 14 t) și toleranțe dimensionale foarte strînse (±3 mm la grosime și ±5 mm la lățime);

exploatare, care au următoarele funcții de bază: urmărirea materialului, comanda și controlul ritmului de laminare, sincronizarea dintre diverse agregate, emiterea instrucțiunilor și înmagazinarea datelor pentru fiecare fază a procesului tehnologic, gestiunea depozitului de sleburi [24].

Planul de ansamblu

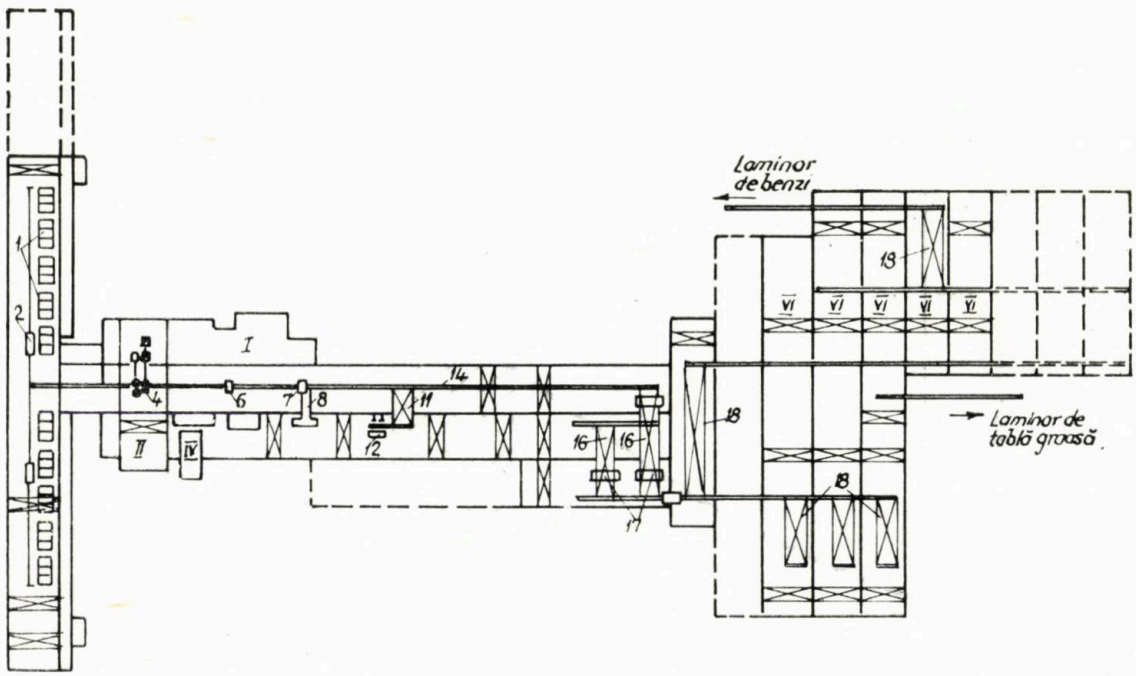
Pentru analiza planurilor de ansamblu ale slebingurilor moderne în figura 6 au fost reprezentate schemele cîtorva instalații caracteristice [4]; [13]; [15]; [18]; [19].

Cu excepția laminorului de la Ijmuiden, la slebingurile analizate hala cuptoarelor adînci este perpendiculară pe linia de laminare. Această soluție are avantajul micșorării căii transfercarului și posibilitatea alimentării independente cu două transfercare; de aceea se aplică în toate cazurile cînt este compatibilă cu planul general al uzinei. Dacă condițiile locale impun amplasarea cuptoa-

relor în continuarea liniei de laminare, pentru a limita cursa transfercarului se construiesc două hale paralele pentru cuptoare adînci sau (și linii duble) pentru transfercar. Cu excepția slebingului de la Burns Harbor unde s-au construit cuptoare adînci de tip insular, în celelalte cazuri liniile ferate de alimentare cu lingouri și transfercarul au fost amplasate pe aceeași parte a halei.

La construcția halelor se remarcă soluția aplicată la Kimitsu și Kashima unde s-au prevăzut hale independente și perpendiculare pentru

a) NIPPON STEEL - KIMITSU



b) KAWASAKI STEEL - MIZUSHIMA

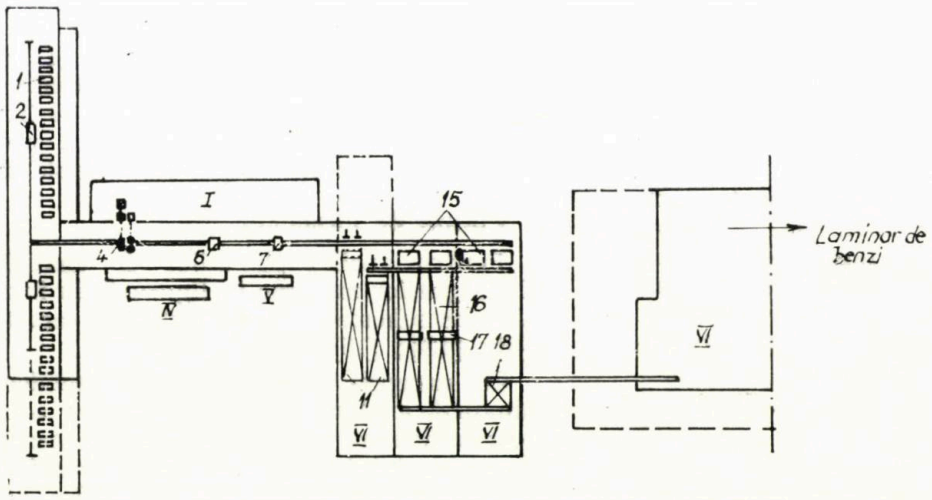
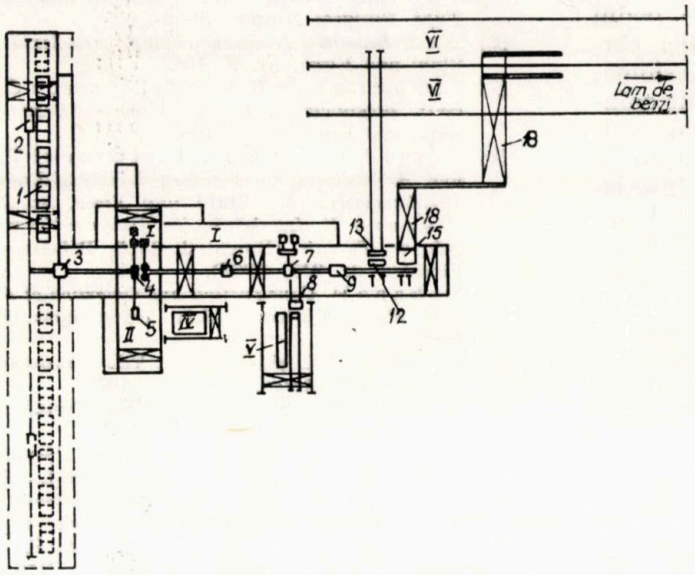


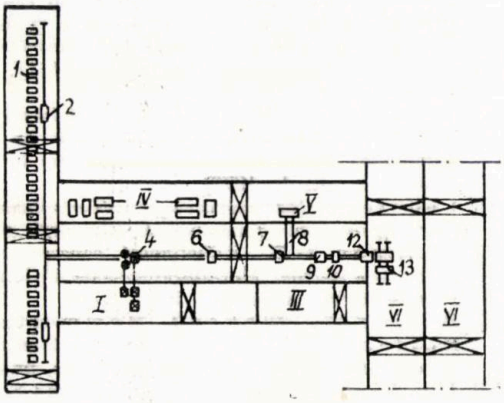
Fig. 6. Planurile de ansamblu ale unor slebingur-iuniversale moderne:

1 — cuptoar adînci; *2* — transfercar; *3* — cîntar de lingouri; *4* — cajă universală; *5* — dispozitiv de schimbare a cilindrilor; *6* — mașină de flamat; *7* — foarfece dee șutare și divizare; *8* — transportor de șutaje; *9* — cîntar de sleburi; *10* — mașină de marcat; *11* — pat de răcire; *12* — stivuitor; *13* — cărucior pentru deplasarea stivelor; *14* — cale cu role de răcire prin stropire; *15* — roată de răcire; *16* — linie de flamare manuală; *17* — răsturnător: *18* — transportor transversal; *I* — sală de mașini; *II* — atelier de cilindri; *III* — atelier de întreținere; *IV* - predecantor de țunder; *V* — gropi de șutaje: *VI* — depozit de sleburi.

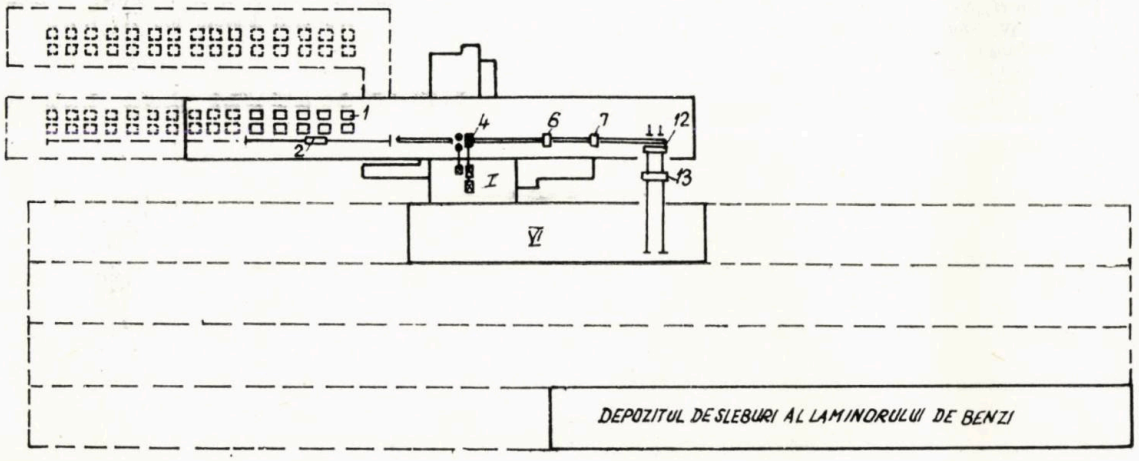
c) SUMITOMO METAL - KASHIMA



d) BETHLEHEM STEEL - BURNS HARBOR



e) HOOGOVENS - IJMUIDEN



caja universală, înglobînd și motoarele principale, precum și atelierul de cilindri. În felul acesta se reduce mult înălțimea celorlalte hale și se ușurează construcția deoarece podul rulant greu nu deservește decît zona halei perpendiculare. În cazul slebingului de la Kashima, cilindrii sînt trecuți din cajă în atelierul de cilindri, direct, cu ajutorul unui mecanism adecvat.

Toate slebingurile analizate cuprind mașini de flamat la cald, în schimb componența ajustajelor este mult diferită. Astfel, în timp ce laminoarele de la Burns Harbor și IJmuiden nu cuprind decît utilajele de ajustare strict necesare, slebingurile japoneze au ajustaje foarte dezvoltate, înglobînd instalații de răcire cu apă și linii de flamare manuală cu răsturnătoare.

Amplasarea depozitului de sleburi depinde, în primul rînd, de poziția laminoarelor finisoare. Astfel, în cazul cînd slebingul alimentează un laminor de benzi și un laminor de tablă groasă amplasate în continuare și în paralel, halele depozitului de sleburi sînt perpendiculare pe linia de laminare (Kimitsu, Burns Harbor); în cazul cînd slebingul alimentează un laminor de benzi amplasat în continuare, halele depozitului de sleburi sînt paralele cu linia de laminare (Kashima, IJmuiden). La slebingul de la Mizushima s-a adoptat o soluție mixtă constînd din evacuarea sleburilor în hale transversale și trecerea apoi în hale longitudinale.

În ceea ce privește organizarea depozitului de sleburi se remarcă elasticitatea foarte mare a slebingului de la Kimitsu, prevăzut cu un număr mare de hale transversale de depozitare (în final nouă) și cu căi cu role de distribuție. De asemenea, se menționează extinderea foarte mare prevăzută pentru depozitul de sleburi de la IJmuiden la capacitatea finală de producție (6 mil. t/an).

BIBLIOGRAFIE

[1] Lederer A. *Stadiul actual al laminoarelor slebing (I).* Metalurgia, nr. 5, 1974.

[2] Bading W. *Das Walzen von Vorbrammen. Herstellung von Halbzeug und warmgewalzten Flacherzeugnissen.* Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1972.

[3] Köhler W. *Oberflächenbehandlung durch Heiss- und Kaltflämmen. Herstellung von Halbzeug und warmgewalzten Flacherzeugnissen.* Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1972.

[4] Kol J. *Technische Fortschritte bei den Einrichtungen der neuen Brammen- und Warmbreitbandstrasse in IJmuiden.* Stahl und Eisen, nr. 10, 1971.

[5] x x x *Slab Cooling Equipment, Chain Converyor-Type.* Prospect Nippon Steel.

[6] x x x *Brammen-Kühleinrichtung.* Reclamă BWG, Stahl und Eisen, nr. 9, 1972.

[7] Zimmermann K.A. și Weidtmann G. *Planung einer programmgesteuerten Universal-Brammenstrasse.* Stahl und Eisen, nr. 9, 1963.

[8] Gérard A., Sack E. T. și Greuel F. *Planung und Arbeitsweise eines neuen Universal-Brammen-und Breitbandwalzwerks.* Stahl und Eisen, nr. 23, 1965.

[9] Bazuro R. *Les laminoirs. Usine sidérurgique intégrée de Tarente* (Rezumat după Bolletino Tecnico Finsider, nr. 217, 1965).

[10] Nakano H. *Construction and Operation of Fukuyama Iron Works, Nippon Kokan.* Transactions ISIJ, mai, 1969.

[11] Țelikov A.I. și Ziuzin V.I. *Sovremennoe razvitie prokatnîh stanov.* Moscova, 1972.

[12] x x x *Combinatul Sidmar-Ghent.* Usines et Industrie, aprilie, 1967.

[13] Fujiki S. *On the Construction and Operation of the Kimitsu Iron Works.* Transactions ISIJ, iulie, 1970.

[14] Brannaman R.L. *Electrical Equipment Selection and Computer Implementation-Armco's 48-in. Slabbing Mill.* Iron and Steel Engineer, nr. 9, 1970.

[15] Labee C.J. *The Burns Harbor Story.* Iron und Steel Engineer, nr. 10, 1971.

[16] Katofiasc T.W. *Launching of Ford's 48×96 — in Universal Slabbing Mill.* Iron and Steel Engineer, nr. 6, 1971.

[17] Serno C. și Sevenich T. *Neues Brammenwalzwerk in den Niederlanden.* Sthal und Eisen, nr. 21, 1970 (după Ingenieur, Utrecht, 1969, p. 629—641).

[18] Iwamura E. *On the Construction and Operation of Mizushima Iron Works.* Transacions ISIJ, ianuarie, 1970.

[19] Syuuji K., Koichi I., Akinori I. și Naohisa J. *Slebing-universal nou la Kashima.* Sumitomo Metals, nr. 3, 1971 (Tradus în Express-Informația, nr. 1, 1972).

[20] Lederer A. *Determinarea formatelor optime de brame și de lingouri pentru produse plate.* Metalurgia, nr. 5, 1968.

[21] Tukanov G.E. *Effektivnost odnovremennoi prokatki dvuh slitkov.* Metallurghiceskaia i Gornorudnaia Promîslennosti, ianuarie, 1972.

[22] Bading W., Weber L., Mommertz K. H. și Heidepriem J. *Prozessrechnereinsatz an einer Universal-Brammenstrasse.* Stahl und Eisen, nr. 14, 1970.

[23] Hachiya S., Minami T., Izumi S. și Kosaka M. *All-Round Computer Control System of a Blooming and Slabbing Proces.* Iron and Steel Engineer, nr. 12, 1971.

[24] Schäfermeyer F. *Systemanalyse für den Einsatz eines Betriebsrechners an einer Blockbrammenstrasse.* Stahl und Eisen, nr. 16, 1971.

Ing. A. Lederer
Institutul de proiectări pentru laminoare-București

František Blaščik. TEÓRIA A METODICA TVÁRNENIA — Teória Tvárnenia (Teoria şi metodica deformării — teoria deformării). Bratislava, Vydavatelstvo technickej a ekonomickej literatury, N.P. — 1972, 222 pag., 181 fig., 3 tab., 26 referinţe bibliografice

În perioada actuală, în construcţia de maşini, prelucrarea metalelor prin deformare plastică preocupă un mare număr de specialişti din învăţămînt, cercetare şi din producţie. Aceasta se explică şi prin faptul că volumul de piese prelucrate prin deformare plastică este în continuă creştere, iar proprietăţile fizico-mecanice satisfac o serie întreagă de exigenţe în exploatare. Acestor preocupări li se alătură şi prezenta lucrare care se află la cea de-a doua ediţie în decurs de trei ani. În cele zece capitole ale lucrării autorul porneşte prin a trata elementele de bază ale structurii atomice, problema constituenţilor metalografici şi a reţelelor cristalografice pentru metalele şi aliajele care se pretează la prelucrarea prin deformare.

Pentru tratarea acestor probleme sînt utilizate diagramele de echilibru şi de temperaturi pentru tratament termic şi pentru deformare plastică. Tratarea proprietăţilor fizico-mecanice ale metalelor cu structură cristalină stă la baza explicării în continuare a teoriei dislocaţiilor care au loc la deformarea metalelor şi a caracterizării din punctul de vedere al deformării plastice a aliajelor metalice.

Un loc important îl ocupă în cadrul lucrării tratarea problemelor legate de comportarea diverselor aliaje la deformare, în funcţie de procedeul de elaborare al lor, de conţinutul de elemente de aliere şi de timpul de depozitare pînă la utilizare,în special în cazul deformării tablelor.

Problemele modificărilor structurale ce apar atît la deformarea la cald, cît şi la deformarea la rece ocupă un loc important în tratarea problemelor.

Mecanica procesului de deformare este expusă în cadrul capitolului şase, capitol în care sînt analizate şi fundamentate stările de tensiune ce apar în cadrul procesului de deformare. De asemenea sînt expuse posibilităţile prin care se pot pune în evidenţă intensitatea tensiunilor în cadrul operaţiilor de prelucrare prin deformare plastică a metalelor.

Principiile de bază ale deformării plastice sînt expuse în capitolele şapte şi opt. În ultimele capitole ale lucrării autorul tratează unele probleme legate de stabilirea elementelor necesare prelucrării metalelor prin deformarea plastică, dîndu-se şi unele elemente practice pentru deformarea metalelor.

La baza tratării problemelor autorul are în vedere şi aspectele economice, analizînd acest aspect prin prisma raportului între preţul de cost al utilajului şi preţul de cost al produselor realizate. Autorul îşi exprimă părerea că stabilirea unui proces tehnologic economic necesită cunoaşterea aprofundată a bazelor teoretice ale deformării plastice, dînd posibilitatea proiectantului să utilizeze corect proprietăţile metalelor şi capacitatea lor de a se deforma plastic.

Teoria prelucrării prin deformare plastică a metalelor are în vedere atît eforturile, cît şi deformaţiile şi, în acelaşi timp, cinematica acestui proces. Apare deci concluzia că, fără o cunoaştere a bazelor teoretice a diverselor procedee de deformare, fără cunoaşterea acestor stări nu mai poate fi conceput progresul tehnic în acest domeniu.

Lucrarea se adresează în egală măsură specialiştilor din atelierele de forjă, institutelor de cercetări, cadrelor didactice, cît şi studenţilor care, în cadrul pregătirii lor, studiază prelucrarea metalelor prin deformare plastică.

Dr. ing. Vulcu V. şi *ing. Samoilă C.*

Breabăn M. L., Nedelcov C. (coordonator prof. ing. Şt. Mantea). DICŢIONAR POLIGLOT DE METALURGIE. Bucureşti, Editura tehnică, 1973, 624 pag.

Dicţionarul poliglot de metalurgie, prima lucrare din ţara noastră care adună, cu traducerea în principalele limbi de circulaţie mondială (engleză, germană, franceză, rusă), termeni specifici de metalurgie, reprezintă una din noutăţile tematice pe care Editura tehnică reuşeşte să le pună la îndemîna cititorilor într-o îngrijită ediţie. Unii termeni cu profil metalurgic traduşi în limba română au mai apărut în diferitele dicţionare editate în ţară, fiecare din ele avînd meritul de a uşura la timpul său munca de documentare a specialiştilor. Pentru respectarea autenticităţii era însă necesar ca traducătorul să fie neapărat un specialist, altfel denaturarea cuvintelor devenea aproape iminentă. Dicţionarul poliglot, elaborat de specialişti cu îndelungată experienţă editorială, are meritul de a lămuri „dintr-o privire" sensul fluctuativ tehnologic al cuvintelor şi de a uşura prin acesta documentarea. Am discutat cu ing. C.Nedelcov, director la Institutul român de standardizare, unul din autori, despre apariţia şi conţinutul dicţionarului. Fără a invoca indiscreţie am aflat care a fost firul călăuzitor la elaborarea dicţionarului. „Întrucît metalurgia a parcurs, la noi, în ultima perioadă paşi uriaşi şi nu exista o sistematizare a cuvintelor străine, dicţionarul a apărut ca o necesitate. Bine închegat, avînd chiar cuvinte colaterale, cunoştinţe în plus, dicţionarul vine să completeze golul existent şi sub acest aspect. Noutatea, faţă de alte dicţionare, constă şi în faptul că poate fi oferit şi altor ţări pentru editare".

Dicţionarul a apărut într-un tiraj de 8 000 exemplare şi poate fi utilizat practic şi de studenţi şi traducători.

Ing. Ionescu D.

x x x GRUNDLAGEN METALLISCHER WERKSTOFFE, KORROSION UND KORROSIONSSCHUTZ (Bazele materialelor metalice, coroziunea şi protecţia contra coroziunii). VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1973, 147 pag., 93 fig., 14 tab., 41 poz. bibliografice

Lucrarea este un material didactic destinat pentru şcolarizarea inginerilor în domeniul materialelor tehnice. Ea se bazează pe cunoştinţele cele mai noi în acest domeniu şi se axează pe programele de învăţămînt şi pe directivele date în R.D.G. pentru perfecţionarea învăţămîntului tehnic de specialitate.

Conţinutul lucrării se pune în evidenţă prezentînd titlurile capitolelor şi punctele principale care le tratează.

Cap. I. „Materialele tehnice şi însemnătatea lor pentru producţia socialistă" se ocupă de obiectul şi de posibilităţile de sistematizare ale studiului materialelor tehnice; prezintă situaţia materiilor prime, problemele legate de economia de materiale şi de cerinţele privind principalele categorii de materiale.

Cap. 2. „Bazele studiului privind metalele şi aliajele" începe cu proprietăţile generale şi împărţirea metalelor, continuă cu constituţia cristalină a metalelor pure şi cu introducerea în studiu aliajelor.

Cap. 3. „Sistemele fier-carbon" începe cu caracterizarea în primul rînd a elementelor componente fier şi carbon şi tratează în continuare cauzele privind existenţa unui sistem stabil şi metastabil, pe care le studiază apoi separat şi detaliat.

Cap. 4. „Coroziunea şi protecţia contra coroziunii" se ocupă la început cu definirea noţiunilor importante, cu însemnătatea pagubelor pricinuite de coroziune şi cu necesitatea protecţiei contra coroziunii la nivelul economiei naţionale. Coroziunea este studiată în ceea ce priveşte cauzele şi formele de manifestare. Prezintă apoi cu multe detalii metodele de protecţie contra coroziunii.

Cap. 5. „Simbolizarea metalelor şi aliajelor feroase şi neferoase în Republica Democrată Germană" conţine la început simbolizarea şi marcarea prin vopsire a tuturor categoriilor de oţeluri şi forme de livrare în vigoare în R.D.G. şi U.R.S.S. Continuă cu simbolizarea fontelor şi oţelurilor turnate, după care prezintă simbolizarea metalelor şi aliajelor neferoase. Simbolizarea este întocmită pentru notarea formelor de livrare şi a dimensiunilor, pentru domeniile de utilizare, pentru compoziţia chimică şi pentru proprietăţile fizice şi chimice deosebite.

Exemplele prezentate în text, precum şi exerciţiile date la sfîrşitul capitolelor, la care se face referinţă în text, contribuie la adîncirea şi la asimilarea prin instruire activă a materiei tratate. Exerciţiile sînt compuse adesea din tabele întocmite în vederea completării părţilor libere din diagrame şi scheme, referindu-se la punctele importante din miezul materialului expus. Ele sînt prezentate îndeosebi în file anexe întocmite pentru fiecare capitol.

Cu toate că materialul didactic este dezvoltat pentru pregătirea inginerilor, în speţă a inginerilor din R.D.G., el poate fi util inginerilor activi în practică, precum şi tuturor celor interesaţi, care vor să cunoască materialele tehnice.

Broşura tipărită în condiţii grafice îngrijite, avînd numerose figuri pertinente şi fotoreproduceri foarte clare, se încheie cu indicarea surselor pentru documentare şi cu filele anexe grupate pe capitole.

Ing. Franţiu I.

Taranto va produce 8,7 mil. t oțel în 1974

Încheierea treptată a lucrărilor de dezvoltare întreprinse la uzina și portul Taranto va permite societății Italsider să prevadă pentru acest combinat o producție de 8,7 mil. t în anul 1974, față de 5,47 mil. t în anul 1973 și 4,30 mil. t în anul 1972.

Dacă acest obiectiv este atins, atunci Italsider se va menține în fruntea firmelor europene producătoare de oțel, cu o producție care s-ar putea cifra la 13,2 mil. t în acest an.

(L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 22, 1974, p. 44)

Cea mai mare instalație de fabricare a oxigenului

Kawasaki Steel Corp. a pus în funcțiune, în anul 1974, o instalație de fabricare a oxigenului la uzinele sale Mizushima Steel Works. Acest nou complex industrial, a cărui capacitate nominală este de 47 000 Nm^3/h, a fost conceput pentru îmbogățirea cu oxigen a aerului insuflat în furnale.

Puritatea gazului produs (90 %) este inferioară celei a oxigenului utilizat în mod obișnuit, însă permite optimizarea prețului de cost și a randamentului oxigenului produs. De altfel, mîna de lucru este redusă la minimum datorită unui sistem complet automatizat și programat pentru toată durata operațiilor.

Acest tip de instalație își poate găsi numeroase utilizări în toate ramurile ce nu necesită oxigen foarte pur.

(L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 23, 1974, p. 107)

Începerea producției de oțel la Solmer

Oțelăria aparținînd societății franceze Société Lorraine et Méridionale de Laminage Continu de la Fos-sur-Mer a intrat în faza de producție industrială la 7 mai 1974, după o lună de încercări și puneri la punct, începute în aprilie, odată cu aprinderea primului furnal.

Astfel, Solmer efectuează întregul ansamblu al operațiilor, începînd cu recepționarea cărbunelui și a minereurilor și terminînd cu expediția produselor laminate la cald, în rulouri sau pachete de tablă. Pînă la sfîrșitul anului producția se va ridica la circa 1,2 mil. t oțel.

Mai multe unități de producție vor fi date în funcțiune pînă la începutul anului 1976, cînd societatea va dispune de o capacitate de producție de 3,5 mil. t oțel. În principal este vorba despre a doua baterie de cocsificare și de furnal nr. 2, a căror demarare este prevăzută pentru toamna anului 1974, de o linie de tăiere a tablei de 16 mm pentru sfîrșitul lui 1974 și de o instalație de turnare continuă a oțelului, ale cărei prime probe de producție industrială la oțelărie vor începe în iulie 1975.

Paralel cu realizarea și darea în funcțiune a acestor instalații, Solmer a trecut la recrutarea și formarea personalului. Astfel, efectivul actual de 4 800 persoane crește cu circa 300 lunar și se va ridica la peste 6 000 la sfîrșitul anului 1974.

(L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 22, 1974, p. 44)

La firma Iscor s-au dat în funcțiune primele cuptoare de cocsificare de mare productivitate

La noul combinat siderurgic Newcastle/Natal din cadrul firmei South African Iron and Steel Industrial Corp. Ltd. (Iscor) s-au încheiat lucrările de construcție și montaj din cadrul primei etape. Prima baterie de cuptoare de cocsificare s-a dat în funcțiune la termen. Cele 50 de cuptoare de cocsificare (construcție Dr. C. Otto, Bochum) au înălțimea camerelor de 6,2 m. Fiecare cameră are o capacitate de 27 t cărbune și produce circa 19 t cocs.

A doua baterie de cuptoare va intra în funcțiune la mijlocul anului 1974, urmînd ca ultimele două baterii să se dea în exploatare la mijlocul anului 1975.

Instalația completă cu 200 cuptoare va produce zilnic 5 000 t cocs din 8 000 t cărbune.

A fost construit un depozit pentru 120 000 t cărbune, cu agregatele de încărcat și transportat aferente. Pentru prepararea cărbunelui s-au montat 18 buncăre a cîte 1 600 t capacitate și instalații de măcinat și amestecat. Gazul de cocserie (130 000 m^3/h) se utilizează la încălzirea cuptoarelor de tratament termic și recoacere de la oțelărie și laminoare.

Instalația de cocsificare a fost dotată cu instalații de epurare și protecție a mediului ambiant, corespunzînd ultimului stadiu al tehnicii. Astfel, de exemplu, din gazul de cocserie se îndepărtează amoniacul și hidrogenul sulfurat prin spălare. Prin transformarea sulfului în acid sulfuric și combinarea acestuia cu amoniacul rezultă sulfatul de amoniu, care se utilizează ca îngrășămînt. Pentru cele 50 de cuptoare date în exploatare s-au consumat 15 000 t cărămizi refractare și 2 500 t beton. Atît construcția metalică, cît și instalațiile de măsură și control s-au livrat și montat de către firme din R. F. Germania. Unele instalații și o parte din cărămizile refractare s-au livrat de către Japonia și Marea Britanie.

(Stahl und Eisen, R.F. Germania, nr. 12, 1974, p. 554)

Pilly N., p. 462—464 CD 669.162.16 : 628.3

Pollution des eaux résiduaire au cas ou l'on utilise des briquettes charbonneuses non-cockéfiées dans le haut fourneau

L'article contient les résultats de certaines expérimentations concernant la pollution des eaux de lavage du gaz quand on utilise des briquettes charbonneuses dans les hauts fourneaux, ainsi que l'influence de la teneur en matières volatiles sur la résistance au tambour I_{20}. Il résulte de l'article que par le dégazage dans le haut fourneau des briquettes thermo-oxydées, même si elles représentent seulement une proportion de 3—6% du total du combustibile solide, on obtient un accroîssement dangereux des phénols dans les eaux résiduaires. Il résulte de même le degré de réduction de la résistance au tambour I_{20} du coke classique et des briquettes thermo-oxydées avec l'accroîssement de la teneur en matieres volatiles.

Stoian Leonard, p. 465—472 CD 669.14—415 : 669.14.018.8 : 621.793

Recherches effectuées en vue de la fabrication des tôles d'acier plaquées en acier inoxydable austénitique

On présente les résultats de certaines recherches effectuées dans des conditions industrielles concernant le placage des tôles d'acier inoxydable sur acier au carbone, dans le but d'établir la technologie de laminage des tôles plaquées.

Crudu I., Ştefănescu I., Avram M., Brătescu Cr., Morait R. et *Ştefănescu Gh.*, p. 473—475 CD 669.131.8 : 531.43 :620.186

Contributions à l'étude de l'influence de la structure des certaines fontes malléables perlitiques alliées sur les propriétés d'antifriction (II)

On présente les résultats obtenus à l'occasion des essais de laboratoire pour la détermination de la résistance d'antifriction de la fonte malléable perlitique alliée avec différents éléments d'alliage et différentes structures, en comparaison des propriétés du bronze Bz 14 T.

On a choisi cinq qualités de fonte alliée, les éléments d'alliage étant : le soufre, l'étain, l'antimoine, le zinc et le cuivre.

Les meilleurs résultats au point de vue de la résistance d'antifriction ont été obtenus avec des épruvettes en fonte malléable perlitique alliée à 2% de cuivre, ayant environ 30—40 nodules de graphite/mm_2, la structure de base étant constituée par 10% ferrite et le reste perlite.

En général, les éléments d'alliage, le cuivre et le zinc, ont eu des influences positives sur les propriétés d'antifriction de la fonte malléable perlitique.

Şontea S., Murareţu Gh. et *Drăgănescu D.*, p. 476—481 CD 669.131.7 : 669.14.002.68

Essais experimentaux concernant l'utilisation des grenailles d'acier à la fabrication de la fonte au graphite sphéroïdal

On présente les résultats de certains recherches expérimentales concernant l'utilisation des grenailles d'acier et des déchets de tôle silicieuse à la fabrication de la fonte au graphite sphéroidale.

On a déterminé les propriétés physiques et chimiques dans la charge fonction de la proportion de ces déchets, les modifications structurales et, de même, les processus technologiques d'élaboration.

Les résultats de ces recherches sont deja appliquées dans la production avec grande efficience, surtout en ce qui concerne la consommation de métal et d'énergie.

Georgescu C. et *Roman Rodica*, p. 482—488 CD 669.332 :66.096.5

Certains aspects concernant l'apport de chaleur externe et l'utilisation de l'oxygène à la fusion par fluidisation des charges cuivreuses

En partant des équations qui décrivent la composition des produits de la fusion pour la matte, le nécessaire en oxygéne et le bilan thermique, on déduit la condition générale de fusion autogène par fluidisation des concentrés cuivreux en fonction de la composition de la charge, de la concentration de l'oxygène dans l'air technologique et de la concentration du cuivre dans la matte. A base des conditions générales de fusion autogène on fait une analyse de l'apport supplémentaire de chaleur et on indique les conditions de combustion plus éfficiente du gaz méthane, comme agent de compensation du déficit de chaleur dans l'installation de fusion par fluidisation des concentrés cuivreux.

Calistru C. et *Grigoriu I.*, p. 489—495 CD 661.242.2 : 622.782.00157

Modelage du processus de grillage des pyrites. Détérmination des modèles macrocinétiques et mathématiques

On a effectué le modelage macrocinétique et mathématique du processus de grillage oxidant des pyrites en utilisant le modèle du grain à noyau non-réactioné. Dans ce but on a vérifié expérimentalement si le processus se déroule conformément à un pareil modèle, par prise photographique au microscope des sections dans les grains de pyrite grillée, jusqu'à un certain degré de transformation.

En utilisant le modèle du grain à noyau non-réactioné on a déterminé les équations différentielles et intégrales des modèles mathématiques. On a pris en considération aussi la variation de la concentration de l'oxygène. On a déterminé aussi les équations intégrales des modèles mathématiques pour les modèles macrocinetiques combinés.

Stoian Leonida, p. 496—408 CD 669.041

Les vitesses optimales dans les réseaux des conduits de combustion des fours

Le dimensionnement des conduites des installations de combustion s'effectue à la vitesse d'écoulement optimal du point de vue économique. La vitesse optimum dans les conduites est celle à laquelle les coûts d'investissements et d'exploitation-entretien pendant la durée de la récupération de l'investissement sont minimale.

On déduit la relation analytique qui exprime cette condition, relation qui définit la vitesse optimale.

Pour déterminer l'air de combustion on construit des diagrammes des vitesses optimales en fonction du diamètre de la conduite.

Ces diagrammes peuvent être aussi utilisées en d'autres cas, en appliquant les valeurs des coefficients de correction.

Chiriţescu D. F., Bălăeanu Zoe et *Nestor C.*, p. 499—501 CD 669.041.38 : 621.365.2

Considérations concérnant le choix des schémas d'alimentation d'énergie électrique des fours à arc électrique

On expose quelques systèmes d'alimentation d'énergie électrique des fours à arc électrique, en justifiant la solution choisie pour le Complexe Sidérurgique Galatzi, valable aussi pour d'autres acidéries de grande capacité.

Пилли Н., р. 462—464 ДК 669.162.16 : 628.3

Загрязнение сточных вод при использовании в доменной печи некоксифицированных углеродистых брикетов

Статья содержит результаты опытов а звязи с загрязнением годы для промывания газа, при использовании в доменной печи некоксифицированных углеродистых брикетоз, а также влияние содержания летучих геществ на сопротивленне в барабане I_{20}.

Работа выясняет что при дегазификации в доменой печи термоокисленных брикетов, даже при их наличии в соотношении 3—6% от общего твердого горючего, получается опасное повышенне фенолов в сточных водах.

Выявляется также и степень понижения сопротивления в барабане I_{20} классического кокса и термоокисленных брикетов, с повышением содержания летучих веществ.

Стоян Леонард, р. 465—472 ДК 669.14—415 :669.14.018.8 : 621.793

Исследования проведенные в связи с производством листовой стали плакированной нержавеющей аустенитной сталью

Показаны результаты некоторых исследований проведенных в промышленных условьях в связи с плакированием нержавеющей листовой стали на углеродистую сталь с целью установления технологии плакированных листов.

Круду И., *Штефэнеску И.*, *Аврам М.*, *Брэтеску Кр.*, *Мораит Р.* и *Штефэнеску Г.*, р. 473—475 ДК 669.131.8 : 531.43 :620.186

Вклады в изучение влияния структуры некоторых перлитных ковких легированных чугунов на антифрикцикционные своиства [II]

Представлены полученные результаты при лабораторных опытах для установления антифрикционного сопротивления перлитного ковкого легированного чугуна, с разными структурами и легирующими элементами в сравнении с бронзой (Бз 14 Т.).

Были выбранны 5 сортов легированного чугуна, со следующими легирующими элементами: сера, олово, антимонии, цинк и медь.

Наилучшие результаты с точки зрения антифрикционных свойств были получены на пробах из перлитного ковкого легированного чугуна с 2 % меди, при наличии приблизительно 30—40 штук круглого графита/мм², а основная структура состояла из 10 % феррита и остальное перлит.

В общем легирующие элементы, медь и цинк, имели благоприятное влияние на антифрикционные свойства перлитного ковкого чугуна.

Шонтя С., *Мурарецу Г.* и *Дрэгэнеску Д.*, р. 476—481 ДК 669.131.7 : 669.14.002.768

Экеперимснтальные исследования в связи с использованием стальных отходов при выплавке чугуна с сфероидальным графитом

Представлены результаты экспериментальных исследований в связи с использованием стальных отходов а также отходов кремнистой листовой стали при выплавке чугуна с сфероидальным графитом.

В зависимости от соотношения этих отходов в загрузке были установлены физико-механические свойства, структурные изменения а также технологический процесс плавки.

Результаты этих исследовании уже используются в производстве, с большой эффективностью, в особенности в связи с расходом металла и энергии.

Джорджеску К. и *Роман Родика*, р. 482—488 DK 669.332 :66.096.5

Некоторые аспекты в связи с внешним калорийным приходом и использование кислорода при выплавке в звешенном состоянии медных шихт

Исходя из уравнений которые описывают состав материалов для выплавки штейна, потребность в кислороде и термический баланс, выводится общее условие автогенной выплавки в звешенном состоянии медных концентратов в зависимости от состава шихты, концентрации кислорода в технологическом воздухе.

Базируясь на общих условиях автогенной выплавки производится анализ добавочного прихода тепла и указываются условия более эффективного горения метана, представляющего собой компенсационный агент в тепловом дефиците установки для выплавки в звешенном состоянии медных концентратов.

Калистру К. и *Григориу И.*, р.489—495 ДК 661.242.2 : 622.782.001.57

Монелирование процесса обжига огарков, установлсние макрокинетических и математических моделеи

Произведено макрокинетическое и математическое моделирование процесса окислительного обжига огарков, используя модель зерна с непрореагированной сердцевиной.

В виду этого было экспериментально проверенно что процесс происходит согласно такой модели, путем фотографировании срезов обоженных зерен огарков под микроскопом, до определеной степени превращения.

Используя модель зерна с непрореагированной сердцевиной, были установлены дифференциальные и интегрированные уравнения математических моделей.

Было принято во внимание и случай когда концентрация кислорода изменяется.

Были установлены и интегрированные уравнения математических моделей для макрокинетических комбинированных моделей.

Стоян Леонида, р. 496—498 ДК 669.041

Оптимальные скорости в сетях установок для горения печей

Разметка труб установок для горения производится на оптимальную экономическую скорость течения.

Оптимальная скорость в трубах является скорость для которой суммарные расходы, на капиталовложения и эксплуатацию-содержание на время амортизации капиталовложения, минимальны.

Выводится аналитическое отношение которое выражает это условие, отношение определяющее оптимальную скорость.

В зависимости от диаметра трубы, составлены диаграммы оптимальных скоростей воздуха для горения.

Показано что эти диаграммы могут быть использованы и в других случаях, применяя корректировочные коефициенты к читаемым значениям.

Кирицеску Д. Ф., *Бэлэяну Зое* и *Нестор К.*, р. 499—501 DK 669.041.38 : 621.365.2

Соображения в связи с выбором схем снабжения дуговых печеи электрийеской энергией

Показано несколько систем снабжения дуговых электрических .печей с электрической энергией, оправдывая выбранное решение для М. К. Галац, пригодное и для других сталеплавильных цехов большой мощности.

Pilly N., p. 462—464 DK 669.162.16 : 628.3

Verunreinigung der Abwässer bei Verwendung von unverkokte Kohlenbrikette im Hochofen

Der Aufsatz enthält die Ergebnisse der Experimente über die Verunreinigung der Spülwässer des Gases bei Verwendung von unverkokte Kohlenbrikette in Hochöfen, sowie über den Einfluss des Gehaltes an flüchtige Stoffe auf die Trommelfestigkeit I_{20}. Aus der Arbeit geht hervor dass durch die Entgasung im Hochofen der wärmeoxydierten Brikette, auch falls sie nur ein Anteil von 3—6% des gesamten festen Brennstoffes darstellen, entsteht eine gefährliche Phenolanreichung der Abwässer. Es ergibt sich ebenfalls der Reduktionsgrad der Trommelfestigkeit I_{20} des klassischen Kokses und der wärmeoxydierten Brikette, mit Erhöhung des Gehaltes an flüchtige Stoffe.

Stoian Leonard, p. 465—472 DK 669.14—415 : 669.14.018.8 : 621.793

Untersuchungen über die Herstellung der mit austenitischem nichtrostendem Stahl plattierten Stahlbleche

Es werden die Ergebnisse der grosstechnischen Untersuchungen über das Plattieren der Bleche aus nichtrostendem Stahl auf Kohlenstoffstahl zwecks Festlegung der Walztechnologie der plattierten Bleche.

Crudu I., Ştefănescu I., Avram M., DK 669.131.8 : 531.43 : 620.186
Brătescu Cr., Morait R. und *Ştefănescu Gh.*, p. 473—475

Beiträge zum Studium des Einflusses des Gefüges der legierten, perlitischen Tempergüsse auf die Antifriktions-Eigenschaften (II)

Es werden die Ergebnisse der Laboratoriumsversuche zur Bestimmung der Antifriktionsfestigkeit des mit verschiedenen Legierungselemente legierten perlitischen Tempergusses und verschiedene Gefüge im Vergleich zum Bronze (Bz 14 T) vorgelegt.

Es wurden fünf mit Schwefel, Zinn, Antimon, Zink und Kupfer legierte Gussorten ausgewählt.

Die besten vom Standpunkt der Antifriktionsfestigkeit aus gesehene Ergebnisse wurden mit Probestäbe aus perlitischen, mit 2% Cu legierten Temperguss, mit cca 30—40 Graphitkugeln/mm² und ein aus 10% Ferrit und der Rest aus Perlit bestehendes Gefüge erzielt.

Im allgemeinen, das Kupfer und das Zink haben als Legierungelement positive Einflüsse auf die Antifriktionseigenschaften des perlitischen Tempergusses erwiesen.

Şontea S., Murarețu Gh. und *Drăgănescu D.*, p. 476—481 DK 669.131.7 : 669.14.002.68

Experimentaluntersuchungen über die Verwendung des Stahlschrottes bei der Herstellung des Kugelgraphit-Gusseisens

Es werden die Ergebnisse der Experimentaluntersuchungen über die Verwendung des Stahlschrottes und der Altsilikobleche bei der Herstellung des Gusseisens mit Kugelgraphit dargelegt.

In Abhängigkeit vom Anteil dieser Abfälle in der Beschickung wurden die physikalischen und chemischen Eigenschaften, die Gefügeänderung und ebenfalls auch der Erschmelzungsvorgang bestimmt.

Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind bereits mit hoher Leistungsfähigkeit im Betrieb verwertet, überhaupt was den Metall- und Energieverbrauch anbelangt.

Georgescu C. und *Roman Rodica*, p. 482—488 DK 669.332.66.096.5

Einige Gesichtspunkte über die aussenwärmezufuhr und die Verwendung des Sauerstoffes bei Schwebeschmelzen der Kupfereinsätze

Ausgehend von den Gleichungen die die Zusammenstellung der Schmelzprodukte für Lech, den Sauerstoffbedarf und die Wärmebilanz beschreiben, wurde die allgemeine Autogenschwebebedingung der Kupferkonzentrate in Abhängigkeit von der Zusammensetzung der Schmelze, der Sauerstoffkonzentration der Betriebsluft und der Kupferkonzentraton in der Gärkrätze abgeleitet. Auf Grund der allgemeinen Autogenschmelzbedingungen wird eine eingehende Untersuchung der zusätzlichen Wärmezufuhr durchgeführt und die Bedingungen für eine wirksame Verbrennung des Methans als Kompensationsmittel des Wärmeunterschusses in der Schwebeschmelzanlage der Kupferkonzentrate werden angegeben.

Calistru C. und *Grigoriu I.*, p. 489—495 DK 661.242.2 : 622.782.001.57

Modellierung des Pyritröstprozesses. Bestimmung der Makrokinetischen und mathematischen Modelle

Die makrokinetische und mathematische Modellierung des oxydativen Pyritröstprozesses durch Verwendung des Kornmodells mit unreagierten Kern wurde durchgeführt. Zu diesem Zweck wurde experimentell geprüft ob der Prozess nach einem derartigen Modell abläuft, durch Mikroskopaufnahme der Querschnitte der Pyritabbrände bis zu einem bestimmten Umwandlungsgrad.

Durch Verwendung des Kornmodells mit unreagierten Kern wurden die Differential- und Integralgleichungen der mathemathischen Modelle bestimmt. Auch der Fall der veränderlichen Sauerstoffkonzentration wurde in Betracht genommen. Auch die Integralgleichungen der mathematischen Modelle für makrokinetische Verbundmodelle wurden bestimmt.

Stoian Leonida, p. 496—498 DK 669.014

Die Optimalgeschwindigkeiten in die Rohrnetze der Feuerungsanlagen der Öfen

Die Bemessung der Leitungen der Feuerungsanlagen wird auf Grund der wirtschaftlich optimalen Strömungsgeschwindigkeit durchgeführt. Die optimale Geschwindigkeit in die Leitungen ist diejenige bei der die gesamten Investitions-, Betriebs- und Wartungskosten auf die Dauer der Rückgewinnung der Investitionskosten minimal sind.

Die analytische Beziehung die diese Bedingung ausdrückt und die die optimale Geschwindigkeit definiert wird abgeleitet.

Für die Verbrennungsluft werden Diagramme der Optimalgeschwindigkeiten in Abhängigkeit vom Leitungsdurchmesser aufgezeichnet. Es wird gezeigt dass diese Diagramme auch für andere Fälle verwendet werden können, durch Anbringung von Korrektionskoeffizienten an die abgelesenen Werte.

Chiriţescu D.F., Bălăeanu Zoe und *Nestor C.*, p. 499—501 DK 669.041.38 : 621.365.2

Betrachtungen über die Wahl der Stromversorgungsschaltungen der Lichtbogenelektroöfen

Es werden einige Stromversorgungssysteme der Lichtbogenelektroöfen dargelegt und die ausgewählte Lösung für das Hüttenkombinat Galatz die auch für andere Grossleitungsstahlwerke gültig ist, wird rechtfertigt.

Pilly N., p. 462—464 DC 669.162.16 : 628.3

The pollution of sewage, when using uncoked carbonaceous briquettes in furnace

This article contains the experimental results concerning the pollution of gas washing waters, the utilisation of uncoked carbonaceous briquettes in furnace, as well as the influence of volatile materials content on the resistance to barrel I_{20}. From this work results that by the furnace degasification of thermooxidate briquettes, even if these represent only 3—6% of the entire solid combustible, a dangerous increase of phenols in sewage is noticed.

It also results the lessening degree of the resistance to-barrel, for classic coke and thermooxidate briquettes, with the increase of volatile materials content.

Stoian Leonard, p. 465—472 DC 669.14—415 : 669.14.018.8 : 621.793

Researches regarding the realisation of clad plate steel with austenitic stainless steel

The author presents the results of researches carried on in industrial conditions, regarding the plate stainless steel cladding on carbon steel, in view to establish the rolling technology of clad plates.

Crudu I., Ştefănescu I., Avram M., Brătescu Cr., Morait R. and *Ştefănescu Gh.*, p. 473—475 DC 669.13.18 : 531.43 : 620.186

Contributions to the study of structure influence of alloy perlitic malleable iron on the antifriction properties (II)

There are shown the results obtained by laboratory tests for the determination of antifriction resistance of perlitic malleable iron containing different alloy elements and structures, in comparison with bronze Bz 14 T.

There have been selected five alloy iron qualities, the alloying elements beeing : sulphur, tin, antimony, copper and zinc.

The best results from the antifriction resistance view point, have been obtained with perlitic malleable iron test bars, alloyed with 2% Cu, having about 30—40 graphite nodules/ mm^2, the basic structure beeing formed of 10% ferrite and the rest perlite.

Generally the alloy elements. copper and zinc had positive influences on the perlitic malleable iron antifriction properties.

Şontea S., Murareţu Gh. and *Drăgănescu D.*, p. 476—481 DC 669.131.7 : 669.14.002.68

Experimental researches related to the steel scrap utilisation, for ductile cast iron production

The authors present the results of experimetal researches concerning the steel scrap and siliceous plate scrap, for the ductile cast iron production.

Depending on the rate of these scrap in the batch, there have been determined the physico-mechanical properties the structural modifications and also the technological processing.

The results of these researches are already developed in production, with great efficiency, especially concerning the metal and energy consumption.

Georgescu C. and *Roman Rodica*, p. 482—488 DC 669.332 : 66.096.5

Some aspects regarding the external heat evolved and oxygen utilisation for the suspension fusion of copper batches

Starting from the equations which describe the composition of melting products for the matte, the necessary oxygen and heat balance, the general condition of autogenous levigation melting of the copper concentrates function of the batch composition, are deduced, as well as oxygen concentration in technological air and the copper concentration in the matte.

Based on the general conditions of autogenous melting, the additional heat evolved is analysed, and the conditions of a more efficient methane gas burning are shown, as a compensation agent of heat deficit in the suspension fusion installation of copper concentrates.

Calistru C. and *Grigoriu I.*, p. 489—495 DC 661.242.2 : 622.782.001.57

The modelling of pyrites calcination process The establshlhment of macrokinetic and mathematic models

The macrokinetic and mathematic modelling of pyrites oxidizing calcination process, has been performed, using the unreacted core grain model. For this purpose it has been experimentally checked that the process develops according to this model, by microscope photographing the calcinated pyrite grain sections, until a certain degree of transformation.

Using the unreacted core grain model, there have been settled the differential and integrated equations of the mathematic models.

The case when oxygen concentration is varying, has also been taken into consideration.

There have been established the integrated equations of mathematic models for combined macrokinetic models.

Stoian Leonida, p. 496—498 DC 669.041

Optimal velocity in combustion installation pipeworks of furnaces

The dimensioning of combustion installation pipe-lines, is done at the economic optimal flow velocity. The optimal velocity in pipe-lines, is the one for which the total cost, of investment and duty-maintenance during the investment recuperation, is minimal.

For the combustion, air, diagrams are drawn of optimal velocities depending on the pipe-line diameter. It is shown that these diagrams can be also used in other casses, applying corrective coefficients to the read values.

Chiriţescu D. F., Bălăeanu Zoe and *Nestor C.*, p. 499—501 DC 669.041.38 : 621.36.2

Considerations regarding the selection of electric power supply schedule of are furnaces

Some electric power supply systems of arc furnaces, are shown, justifying the solution selected for the Iron and Steel Complex Galatzi, aslo valable for other steel works of great capacity

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.55

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

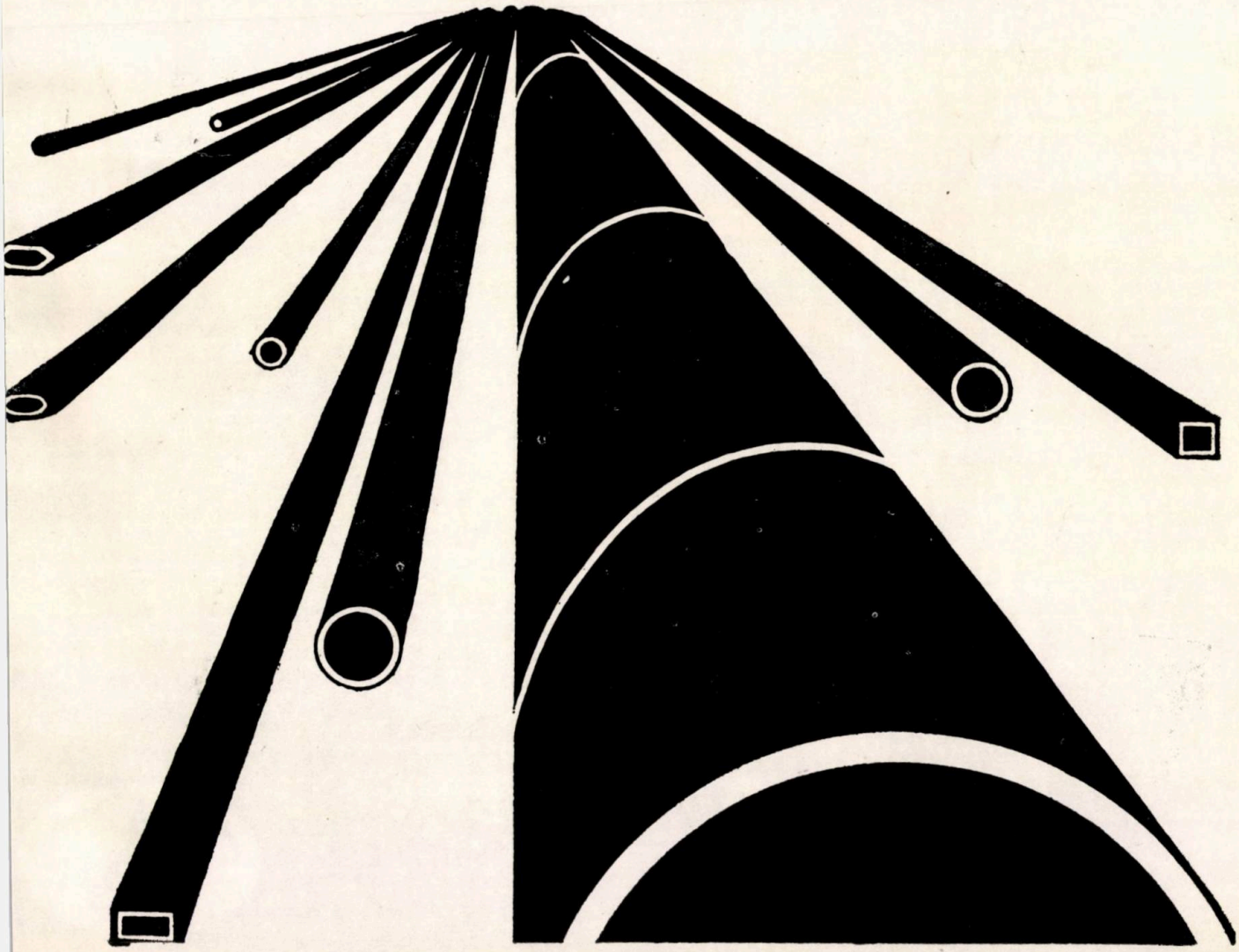
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi construcţii de maşini:
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5 — 80 mm;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  - ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTA:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede

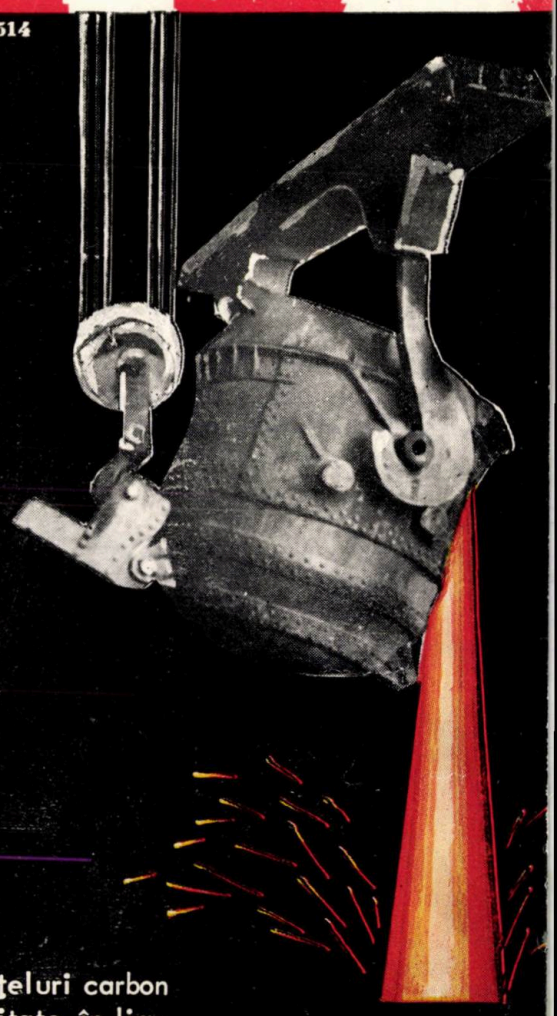


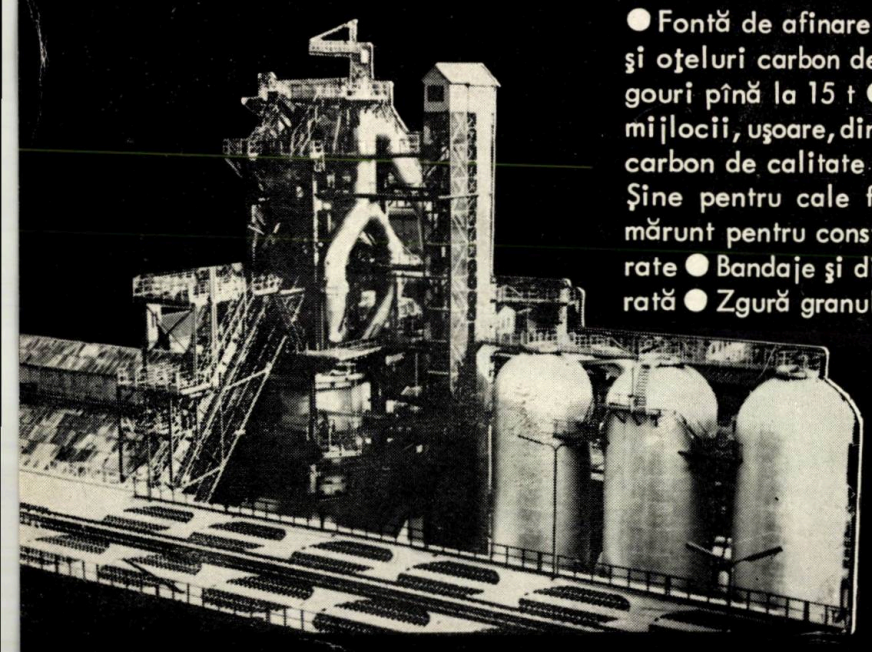
COMBINATUL SIDERURGIC

REŞIŢA

1975 MAR 26

Adresa telegrafică: Centsid—Reşiţa ● Telefon: 11883; 12152; 11882; 13033 ● Telex: 013514
Reg com.: 4298/1954 Bucureşti—România ● Cont: B.N.R.S.R. Reşiţa 30.05.80.00





● Fontă de afinare ● Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 t ● Profile grele, mijlocii, uşoare, din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate ● Şine pentru cale ferată ● Material mărunt pentru construcţia căilor ferate ● Bandaje şi discuri de cale ferată ● Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC Reşiţa

E 3280

R

METALURGIA

REFERALVA

8

Editor: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA METALURGICĂ

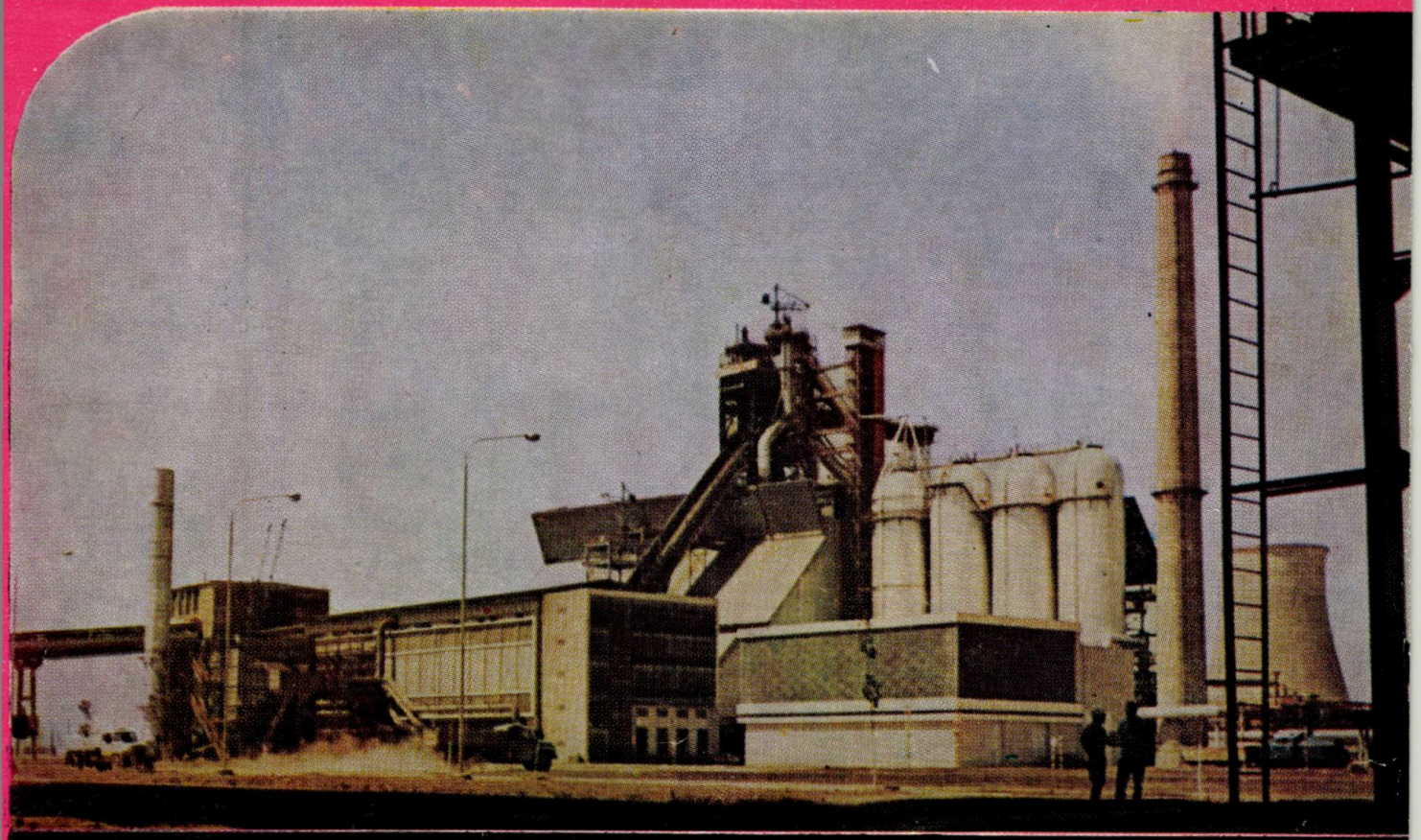


TABLE GROASE: ● de (6–240 mm)x(1 500–3 000 mm)x max. 15 000 mm ● din oţeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate şi aliate ● utilizate în construcţii mecanice, construcţii metalice, construcţii navale, cazane şi recipienţi sub presiune, ţevi sudate, utilaje rezistente la coroziunea atmosferică, oţeluri pentru îndoire la rece şi construcţii cu întrebuinţare generală.

BANDĂ IN RULOURI laminată la cald : ● de (1,5– 8 mm) x (700–1 500 mm) şi greutate max. 20t ● utilizată în construcţii mecanice şi metalice, construcţii de nave şi construcţii de cazane şi recipienţi sub presiune.

TABLE SI BENZI laminate la rece: ● de (0,3–3mm)x (700–1500 mm) ● utilizate pentru caroserii, construcţii metalice, ţevi sudate, profile îndoite, închideri de hale, aparataj electric, articole de uz casnic, acoperiri prin zincare, emailare etc.

TABLE IN FOI debitate din rulouri laminate la cald: ● de (1,5–8 mm)x(700–1 500 mm)x(2 000–10 000 mm)

SULFAT FEROS HEPTAHIDRATAT STAS 2189–68 : ● calitatea I şi II ● puritatea 98–99 % ● utilizabil la purificarea apei.

SULF ELEMENTAR în fulgi cu conţinut de minimum 99 % S, fără aciditate ● utilizabil în industria celulozei, fibrelor artificiale şi la prepararea acidului sulfuric.

APĂ AMONIACALĂ de concentraţie 20 % NH_3 ● utilizabilă în industria clorosodicilor.

SULFAT DE AMONIU cu conţinut de 20 % N_2 ● utilizabil ca îngrăşământ în agricultură.

GUDRON BRUT cu conţinut de minimum 55 % smoală ● utilizabil la fabricarea naftalinei şi a uleiurilor de absorbţie.

BENZEN BRUT avînd pînă la 80 % benzen tehnic şi 20 % toluen ● utilizabil în industria solvenţilor şi la rafinării.

COMBINATUL SIDERURGIC

GALAŢI

Telegraf : Combin Galaţi. Telefon : 18300, Telex : 015253 ; 01525

METALURGIA

Anul 26 Nr. 8 August 1974

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Rotenstein B., Mitu A. şi *Isbăşescu I.A.*: **Utilizarea benzilor de călibilitate pentru alegerea mărcii de oţel şi a tratamentului termic** 517

Atanasiu N., Drăgan O. şi *Atanasiu Z.*: **Influenţa energiei acustice asupra proprietăţilor de rezistenţă ale oţelului carbon OLT 35 prelucrat prin deformare plastică la rece** 522

Popescu V. I. şi *Gavrilescu Gr.*: **Execuţia inelelor de rulmenţi din platbandă** 524

Marcu Gh. şi *Kaim Ariana*: **Procesul de formare a carburii de siliciu în cuptoare electrice, industriale, cu rezistenţă** 528

Grigoriu I. şi *Calistru C.*: **Modelarea procesu'ui de prăjire a piritelor. Influenţa temperaturii** . . 532

REALIZĂRI TEHNICE

Marinică I.: **Unele particularităţi ale fabricării cilindrilor nemetalurgiei** 540

ACTUALITĂŢI

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Rozolimo Paulina şi *Dian L.*: **Producerea buretelui de fier cu ajutorul energiei nucleare** 543

Ursu V., Rizescu C. şi *Grecu L.*: **Mărci noi de oţeluri rapide** 547

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Canţă T.: **Lucrările celei de-a 7-a Conferinţe internaţionale de metalizare (I)** 554

Gostian I.: **Sudarea prin puncte a plaselor destinate armării betoanelor** 559

RECENZII

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

COMITETUL DE REDACȚIE

A. ANTONESCU, C. AVRAM, ȘT. CRDALEF, V. CHIRIȚĂ, VL. DAVID, A. DIJMĂRESCU, CTIN. DRAGOMIR, I. DRĂGAN, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. GROSU, VL. HOLBAN, A. IEREMIA, B. KONCZ, P. MARCU, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, IG. PAVONI, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și a Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sector 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul nostru de virament: 30.05.01.0 B.N. a Republicii Socialiste România – Sector 1, M.I.M. București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul – Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23 – 25 Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

I.P.I. c. 1379

42406

SOMMAIRE

CD 669.14–418 : 620.179.3

Rotenstein B., Mitu A. et *Isbășescu A.* : **Utilisation des bandes de trempabilité pour le choix du type d'acier et du traitement thermique**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 517–521

CD 669.14 : 539.374 : 539.42 : 66.084

Atanasiu N., Drăgan O. et *Atanasiu Z.* : **L'influence des ultrasons sur les propriétés de résistance de l'acier au carbone OLT 35 usiné par déformation plastique à froid**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 522–523

CD 621.822.5 : 669.14–415

Popescu V. I. et *Gavrilescu Gr.* : **L'exécution des bagues de roulements en plate-bande**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 524–527

CD 66.041.38 : 661.665.1

Marcu Gh. et *Kaim Ariana* : **Le processus de constitution de la carbure de silicium dans les fours électriques industriels à chauffage par résistance**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 528–531

CD 661.242.2 : 622.785

Grigoriu I. et *Calistru C.* : **Le modelage du processus de grillage des pyrites. Influence de la température**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 532–539

CD 62–434

Marinică I. : **Certaines particularités de la fabrication des cylindres non-métallurgiques**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 540–542

CD 669.181.48 : 621.039

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Rozolimo Paulina et *Dian L.* : **La production de l'éponge de fer à l'aide de l'énergie nucléaire**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 543–546

CD 669.14.018.252.3.

Ursu V., Rizescu C. et *Grecu L.* : **Nouveaux types d'aciers rapides**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 547–553

CD 621.793 : 061.3.

Cantă T. : **Les travaux de la 7-éme Conférence Internationale de Métallisation (I)**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 554–558

CD 666.982 : 621.791.763.1.

Gostian I. : **Soudage par points des toiles déstinées au soutènement des bétons**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 559–563

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.14–418:620.179.3

Ротенштейн Б., Миту А. и Исбэшеску И.А.: **Использование лент для закаливания в виду выбора марки стали и термической обработки**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p.517–521

ДК 669.14:539.374;539.42;66.084

Атанасиу Н., Дрэган О. и *Атанасиу З.:* **Влияние ультразвуков на сопротивляемости углеродистой стали ОЛТ 35, обработанной холодной пластичной деформацией**

Metalurgia 26 (197), nr. 8, p. 522–523

ДК 621.822.5;669-14–415

Попеску В. и *Гаврилеску.:* **Изготовление колец для подшипников из штрипса**

Metalurgia 26(1974), nr. 8, p. 524–527

ДК 66.041.38:661.665.1

Марку Г. и *Каим Ариана:* **Процесс образования карбида кремния в промышленных электропечах сопротилеиия**

Metalurgia 36 (1974), nr. 8, p. 528–531

ДК 661.242.2.622.785

Григориу И. и *Калистру К.:* **Моделирование процесса обжигания пирита. Влияние температуры**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 532–539

ДК 62.434

Мариникэ И.: **Некоторые особенности производства металлургических валков**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 540–542

ДК 669.181.48; 621.039

Хэтэрэску Ов., Александреску А., Розолимо Паулина и Диан Л.: **Производство губчатого железа с помощью атомной энергии**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 543–546

ДК 669.14.018.252.3

Урсу В., Ризеску К. и *Греку Л.:* **Новые марки быстрорежущих сталей**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 547–553

ДК 621.793;061.3

Канцэ Т.: **Работы 7-ой Международной конференции по металлизации (I)**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 554– 558

ДК 666.982: 621.791.763.1

Гостиан И.: **Точечная сварка решеток для армирования бетона**

Metalurgia 26 (1973), nr. 8, p. 559–563

CONTENTS

DC 669.14–418 : 620.179.3

Rotenstein B., Mitu A. and *Isbăşescu I. A.* : **The utilisation of hardenability bands for the selection of steel grade and heat treatment.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 517–521

DC 669.14 : 539.374 : 539.42 : 66.084

Atanasiu N., Drăgan O. and *Atanasiu Z.* : **Ultrasonic influence of strength properties of carbon steel (OLT 35) mashined by cold plastic deformation.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 522–523

DC 621.822.5 : 669.14–415

Popescu V .I. and *Gavrilescu Gr.* : **The carrying out of bearing rings from wide flat steel.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 524–527

DC 66.041.38 : 661.665.1

Marcu Gh. and *Kaim Ariana* : **The process of silicon carbide formation in industrial resistance arc furnaces.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 528–531

DC 661.242.2 : 662.785

Grigoriu I. and *Calistru C.* : **Modelling of pyrite calcination process — Temperature influence**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 532–539

DC 62–434

Marinică I. : **Some particularities of non-metallurgical roll fabrication.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 540–542

DC 669.181.48 : 621.039

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Rozolimo Paulina and *Dian L.* : **Sponge iron production using nuclear energy.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 543–546

DC 669.14.018.252.3

Ursu V., Rizescu C. and *Grecu L.* : **New grades of high speed steel.**

Metalurgia 36 (1974), nr. 8, p. 547–553

DC 621.793 : 061.3

Cantă T. : **The works of the 7 th international conference on metallization (I).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 554–558

DC 666.982 : 621.791.763.1

Gostian I. : **The pin-point welding of the steel netting, intended to reinforcing concretes.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 559–563

INHALT

DK 669.14–418 : 620.179.3.

Rotenstein B., Mitu A. und *Isbăşescu A.* : **Verwendung der Härtbarkeitsbänder für die Auswahl der Stahlsorte und der Wärmebehandlung**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 517–521

DK 669.14 : 539.374 : 539.42 : 66.084.

Atanasiu N., Drăgan O. und *Atanasiu Z.* : **Einfluss der Ultraschallen auf die Festigkeitseigenschaften des durch bildsame Kaltverformung bearbeiteten Kohlenstoffstahles (OLT 35)**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 522–523

DK 621.822.5 : 669.14–415

Popescu V. I. und *Gavrilescu Gr.* : **Herstellung der Wälzlagerringe aus Breitband**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 524–527

DK 66.041.38 : 661.665.1

Marcu Gh. und *Kaim Ariana*: **Bildungsvorgang des Siliziumkarbides in industrielle Lichtbogenwiderstandsöfen**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 528–531

DK 661.242.2 : 622.785.

Grigoriu I. und *Calistru C.* : **Modellierung des Pyrit-Röstvorgangs, Einfluss der Temperatur**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 532–539

DK 62–434

Marinică I. : **Einige Besonderheiten der Herstellung der nichtmetallurgischen Walzen**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 540–542

DK 669.181.48 : 621.039

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Rozolimo Paulina und *Dian L.* : **Erzeugung des Eisenschwamms mittels der Kernenergie.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 543–546

DK 669.14.018.252.3

Ursu V., Rizescu C. und *Grecu L.* : **Neue Schnellstahlsorten**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 547–553

DK 621.793 : 061.3

Canţă T. : **Die Arbeiten der 7-ten Internationalen Konferenz über Metallisierung (I)**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 554–558

DK 666.982 : 621.791.763.1

Gostian I. : **Punktschweissung der für die Armierung des Betons bestimmten Stahlmatten.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 8, p. 559–563

METALURGIA 8 1974

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

KÖNYVTÁRÉS ... KÖZPONT ... DOKUMENTÁCIÓS ... 1968

STUDII ŞI CERCETĂRI

Dr. ing. B. Rotenstein, ing. A. Mitu şi ing. I. A. Isbăşescu
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

Utilizarea benzilor de călibilitate pentru alegerea mărcilor de oţel şi a tratamentului termic

CZ 669.14–418 : 620.179.3

Utilizarea judicioasă a oţelului, necesitatea reducerii consumului de metal şi încorporarea operaţiilor de tratament termic în fluxul de fabricaţie a organelor de maşini impun selecţionarea raţională a mărcilor de oţel.

Alegerea justă a mărcii de oţel se bazează pe considerente referitoare la forma piesei, natura, nivelul şi distribuţia tensiunilor şi la tehnologia de tratament termic posibilă de aplicat în întreprinderea executantă. Soluţia trebuie să ducă la obţinerea unor piese tehnic corespunzătoare şi la un nivel minim posibil al preţului de cost.

În funcţie de nivelul şi distribuţia tensiunilor în secţiunea piesei tratate termic prin îmbunătăţire, structura oţelului din care este confecţionată piesa trebuie să fie formată, după călire, din martensită în diferite proporţii, de la suprafaţă spre centrul secţiunii. Aceasta trebuie să fie corespunzătoare distribuţiei tensiunilor, astfel ca, după revenire, să se asigure caracteristicile mecanice necesare la nivelul impus în diferite zone din secţiunea piesei.

Obţinerea după călire a structurii necesare este funcţie de călibilitatea oţelului (care depinde preponderent de compoziţia sa chimică) şi de tehnologia de tratament termic (mediul de încălzire pentru austenitizare şi viteza de răcire pentru călire). Deoarece soluţionarea acestor aspecte se face adeseori fără a se recurge la o analiză atentă a corelaţiilor care trebuie să fie respectate între condiţiile de structură impuse piesei călite, dimensiunile piesei în secţiunea critică şi parametrii (necesari şi posibili de realizat) tratamentului de călire, în articolul de faţă se prezintă cîteva probleme din acest domeniu şi modul de rezolvare a acestora.

Se consideră, în prealabil, că tehnica alegerii mărcii de oţel în funcţie de natura, nivelul şi distribuţia tensiunilor în piesă este cunoscută. Ea a fost de altfel larg expusă într-o lucrare anterioară [1].

În cazul cînd se pleacă de la o anumită valoare impusă limitei de curgere sau rezistenţei la rupere într-o anumită zonă sau pe toată suprafaţa secţiunii critice a piesei în stare îmbunătăţită, din figura 1 sau 2 se deduce duritatea corespunzătoare acestei valori. Din valoarea acestei durităţi se determină, cu ajutorul diagramelor reproduse în figura 3, duritatea piesei în stare

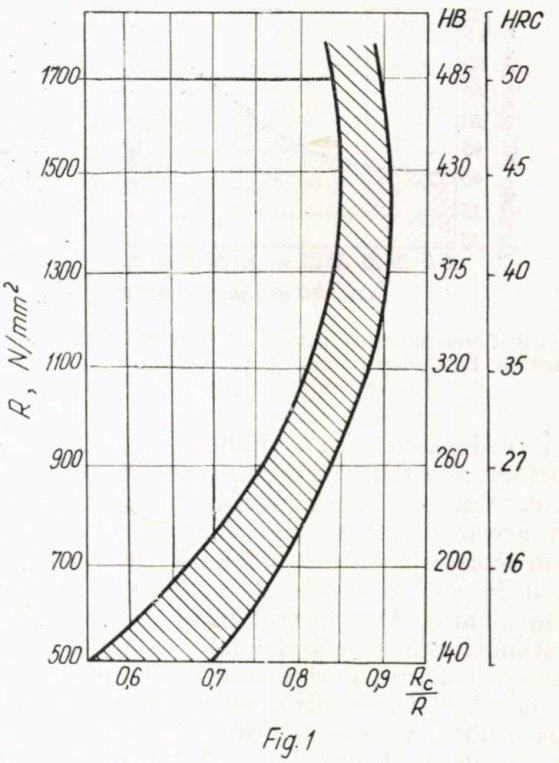


Fig 1. Corelaţia dintre valorile rezistenţei la tracţiune (R), respectiv ale durităţii (HB sau HRC) şi valorile raportului R_c/R.

călită și conținutul minim de carbon al oțelului care asigură cantitatea de martensită necesară în structura piesei călite.

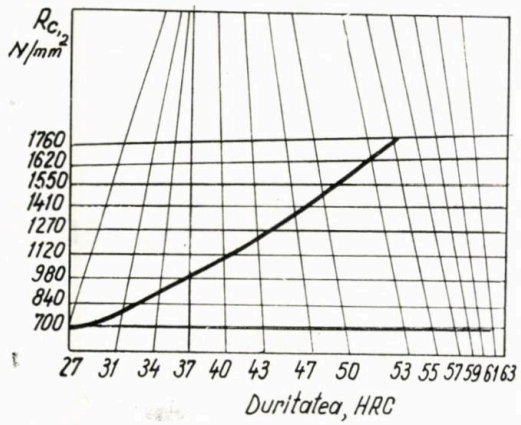


Fig. 2. Corelația dintre valorile limitei de curgere (R_c), respectiv ale rezistenței la tracțiune (R) și valorile durității HRC ale oțelului revenit după călirea la microstructura cu 95% martensită.

Considerînd această valoare a durității și conținutul minim de carbon, cu diagramele benzilor de călibilitate ale oțelurilor se verifică posibilitatea utilizării unui oțel în prealabil propus sau se alege marca de oțel corespunzătoare și se stabilește distanța de la capătul răcit în apă al probei de călibilitate (distanța echivalentă).

nitizare : în atmosferă neutră (fig. 4) și în atmosferă oxidantă (fig. 5).

Pentru cazul pieselor cu secțiuni diferite de secțiunea circulară se utilizează indicațiile din figura 6, cu care se determină diametrul barei cu secțiune circulară echivalentă secțiunii de altă formă.

Dacă din analiza diagramelor din figurile 4 și 5 se deduce că, pentru valorile respective ale distanței echivalente și diametrul piesei supuse călirii, sînt necesari parametrii de tratament termic (atmosfera de încălzire pentru austenitizare și viteza de răcire pentru călire) care nu pot fi asigurați la utilajele existente în întreprindere, se va recurge la o marcă de oțel cu călibilitate mai mare și se va repeta drumul expus mai înainte.

În cazul cînd posibilitățile oferite la utilajele existente în întreprindere sînt limitate, se poate trece la rezolvarea problemei și în modul în care se prezintă în continuare. Cunoscînd diametrul barei sau al piesei care se supune tratamentului termic și condițiile efective de tratament termic care se pot asigura în întreprindere, se determină distanțele echivalente posibile de atins. Avînd aceste distanțe și cunoscînd (din analizele anterioare) duritatea minimă impusă, se recurge, prin examinarea benzilor de călibilitate ale mărcilor de oțel, la alegerea mărcii corespunzătoare.

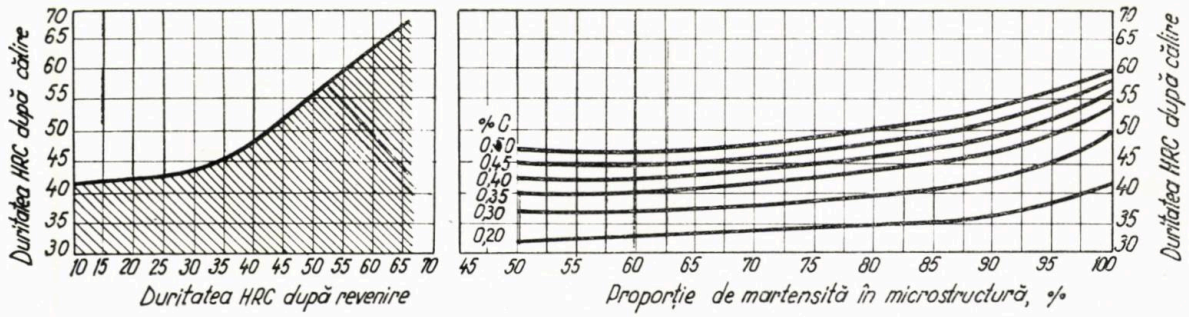


Fig. 3. Corelația dintre valorile durității HRC după revenire și ale durității HRC după călire (*a*), precum și dintre valorile durității HRC după călire și proporția de martensită în microstructura oțelului călit, în cazul diferitelor conținuturi de carbon în compoziția chimică a austenitei la temperatura de încălzire pentru călire (*b*).

În vederea alegerii mediului de încălzire pentru austenitizare și de răcire pentru călire se recurge, în continuare, la diagramele din figurile 4 și 5. În aceste figuri se dau diagramele reprezentînd corelația dintre distanța de la capătul răcit în apă al probei de călibilitate (distanța echivalentă) și diametrul barei rotunde supuse tratamentului termic la care se obține, după călire, structura dorită la distanța menționată, în cazul răcirii pentru călire în șapte medii : apă sărată violent agitată (*1*), apă circulată cu viteza de 1 m/s (*2*), apă liniștită (*3*), ulei circulat cu vitezele de 3,75 m/s (*4*), 1 m/s (*5*), 0,25 m/s (*6*) și ulei liniștit (*7*). Diagramele se referă la două condiții de încălzire pentru auste-

Se expun, în continuare, cîteva probleme rezolvate pe baza considerentelor expuse mai sus.

1. Bara cu diametrul de 50 mm din oțelul 33MoC11X trebuie călită la 90% martensită pînă la o distanță de 1/2 rază de centru. Care este mediul de răcire corespunzător, știind că austenitizarea se efectuează în cuptor cu atmosferă neutră ?

Marca de oțel 33MoC11X, STAS 791—66, are conținutul minim de carbon de 0,3%. Duritatea oțelului cu 0,3% C și microstructura cu 90% martensită (fig. 2, *c*) este de aproximativ 45 HRC. Conform curbei de călibilitate a oțelului 33MoC11X (fig. 7), distanța echivalentă pe proba

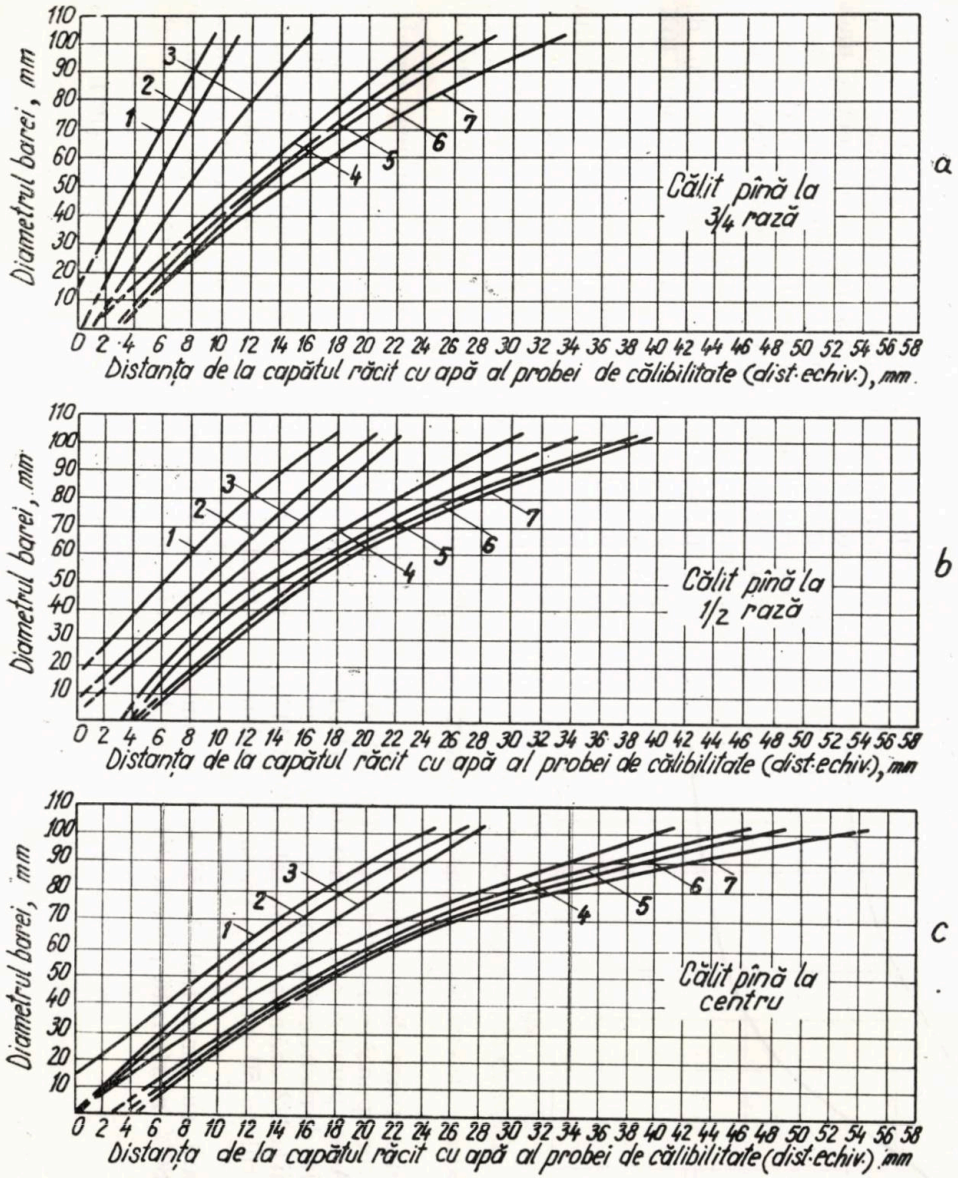


Fig 4. Corelația dintre distanța de la capătul răcit cu apă al probei de călibilitate prin metoda răcirii frontale (distanța echivalentă) și diametrul barei supuse tratamentului termic: *a* — oțel călit pînă în centrul barei; *b* — oțel călit de la suprafață pînă la 1/2 rază; *c* — oțel călit de la suprafață pînă la distanța de 3/4 rază de centrul barei. Încălzirea pentru austenitizare în atmosferă neutră. Curbele de răcire pentru: *1* — apă sărată violent agitată; *2* — apă circulată cu viteza de 1 m/s; *3* — apă liniștită; *4* — ulei circulat cu viteza de 3,75 m/s; *5* — ulei circulat cu viteza de 1m/s; *6* — ulei circulat cu viteza de 0,25 m/s; *7* — ulei liniștit.

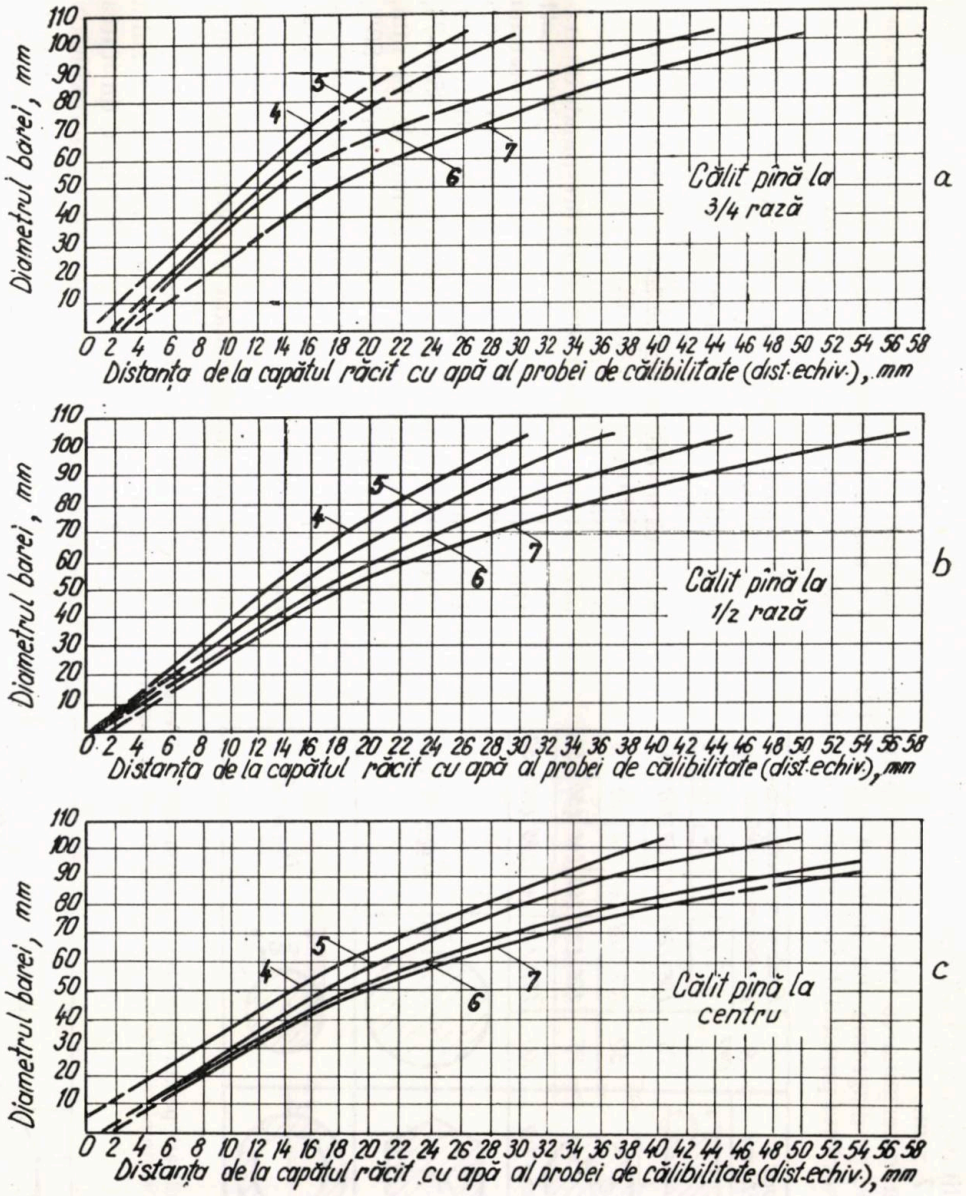


Fig. 5. Corelația dintre distanța de la capătul răcit cu apă al probei de călibilitate prin metoda răcirii fontelor (distanța echivalentă) și diametrul barei supuse tratamentului termic: *a* — oțel călit pînă în centrul barei; *b* — oțel călit de la suprafață pînă la 1/2 rază; *c* — oțel călit de la suprafață pînă la distanța de 3/4 rază de centrul barei. Încălzirea în atmosferă oxidantă. Curbele de răcire pentru: *4* — ulei circulat cu viteza de 3,75 m/s; *5* — ulei circulat cu viteza de 1 m/s; *6* — ulei circulat cu viteza de 0,25 m/s; *7* — ulei liniștit.

de călibilitate, corespunzătoare durității 45 HRC, este de 7 mm.

Pentru determinarea mediului corespunzător de răcire, pe diagrama din figura 4 pentru 1/2 rază se va căuta punctul de intersecție a orizonta-

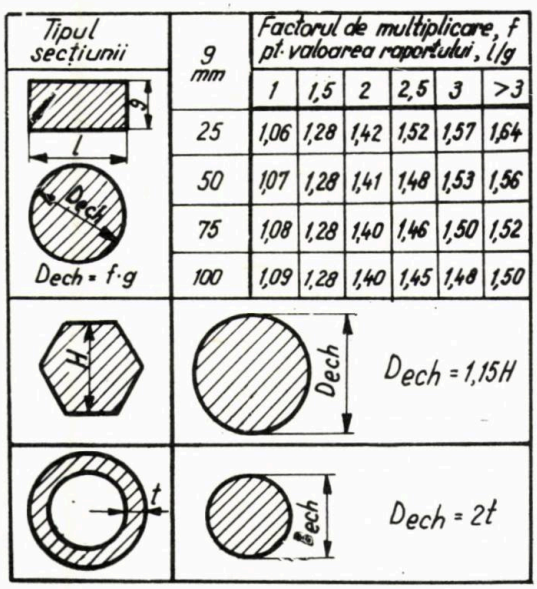


Fig. 6. Indicații pentru transformarea secțiunilor cu diferite forme, în secțiuni circulare avînd aceeași viteză de răcire.

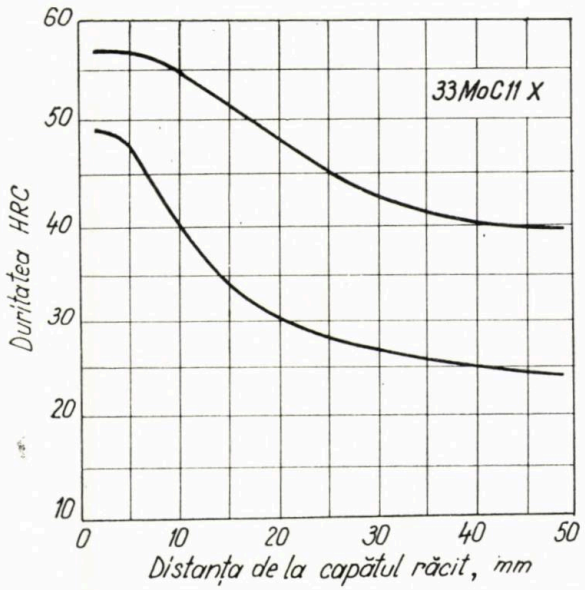


Fig. 7. Diagrama de călibilitate a oțelului 33MoC11X.

lei corespunzătoare diametrului de 50 mm cu verticala corespunzătoare distanței echivalente de 7 mm. Acest punct se află imediat sub curba 1. Deci, mediul de răcire corespunzător pentru asigurarea călirii la 1/2 rază a barei din oțelul 33MoC11X cu diametrul de 50 mm este apă sărată violent agitată.

2. O bară cu diametrul de 50 mm trebuie călită la 80% martensită pînă la 3/4 rază de la centru. Mediul disponibil de răcire este ulei liniștit. Ce marcă de oțel trebuie aleasă, știind că austenitizarea se face în atmosferă neutră? Ce marcă de oțel trebuie aleasă dacă răcirea se face în apă circulată cu viteza de 1 m/s, alte condiții de lucru rămînînd constante?

În figura 4 diagrama pentru 3/4 rază, din punctul 50 de pe axa ordonatelor se duce o orizontală pînă la intersecția cu curba de răcire în ulei liniștit (curba 7). Din acest punct se coboară o verticală și pe axa absciselor se determină distanța echivalentă de 14 mm. Din figura 3 rezultă că microstructurii cu 80% martensită, în cazul oțelului cu 0,20% C îi corespunde duritatea minimă de 35 HRC a oțelului cu 0,30% C-41 HRC, al oțelului cu 0,35% C-44 HRC, al oțelului cu 0,40% C-46,5 HRC, al oțelului cu 0,45% C-48,5 HRC, iar al oțelului cu 0,50% C-50,5 HRC. Din analiza diagramelor de călibilitate, STAS 8580-74, rezultă că, la distanța echivalentă de 14 mm, duritatea corespunzătoare microstructurii cu 80% martensită o pot asigura (și depăși) doar mărcile 50VC11X, 34MoCN15X și 30MoCN20X. Se alege marca 50VC11X.

În cazul în care răcirea după austenitizare se face în apă circulată cu viteza de 1 m/s, distanța echivalentă, determinată în mod similar, este de 5,4 mm. Din analiza diagramelor de călibilitate din standardul menționat, rezultă că la distanța echivalentă de 5,4 mm, duritatea corespunzătoare microstructurii cu aproximativ 80% martensită o pot asigura și ușor depăși mărcile de oțel 40C10X și 33MoC11X. Avîndu-se în vedere prețul de cost al oțelului se preferă marca de oțel 40C10X.

3. Din oțelul 40BC10X se urmărește executarea unor piese care trebuie călite în ulei circulat cu viteza de 0,25 m/s pentru obținerea unei microstructuri cu 80% martensită la 1/2 rază. Care este diametrul barei care asigură această călire, știind că austenitizarea se prevede a se executa în atmosteră neutră?

Avîndu-se în vedere conținutul minim de carbon prescris pentru marca de oțel 40BC10X de 0,36%, din figura 2, *d* reiese că duritatea oțelului călit cu 80% martensită în microstructură este de 44,5 HRC. Distanța echivalentă stabilită pe curba minimă a benzii de călibilitate a mărcii 40BC10X (fig. 8)este de 9 mm. Corespunzător acestei distanțe, din figura 3 reiese că diametrul maxim al barei care satisface condițiile din problemă este de 24 mm.

Răspunsul se poate obține mult mai repede, folosindu-se datele cuprinse în anexa IV/6 din [1].

4. Dintr-o bară de oțel 41MoC11X cu diametrul de 36 mm se execută o piesă. Care este adîncimea la care se va avea 90% martensită în microstructura oțelului călit, în cazul cînd răcirea pentru călire se face în ulei circulat cu viteza de 3,75 m/s? Austenitizarea se prevede a se efectua în atmosferă oxidantă.

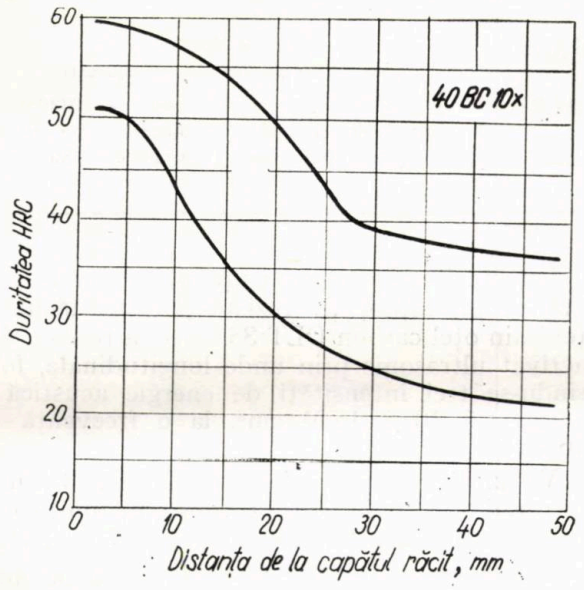


Fig. 8. Diagrama de călibilitate a oțelului 40BC10X.

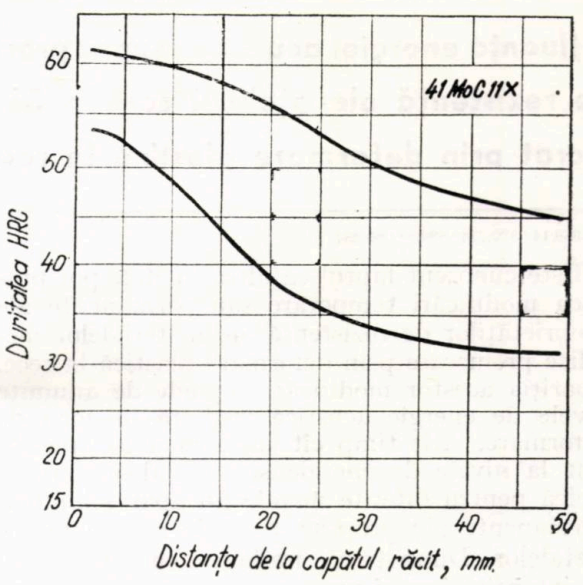


Fig. 9. Diagrama de călibilitate a oțelului 41MoC11X.

Conținutul minim de carbon prescris pentru marca 41MoC11X este de 0,38%. Din figura 2, *c* rezultă că duritatea oțelului călit, avînd în microstructură 90% martensită, este de 49 HRC. Pe curba inferioară a benzii de călibilitate a oțelului 41MoC11X (fig. 9) se stabilește că distanța echivalentă este de 9,5 mm. Considerîndu-se mediile de încălzire și călire ale oțelului, din figura 5, curba 4, se stabilește că bara de 36 mm va avea microstructura dorită, după călire, în centrul ei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lașcu-Simion N. și Rotenstein B. *Alegerea oțelurilor pentru construcții mecanice.* M.I.M.—C.D.P.T. 1973.

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

Modificări pe piața oțelului. În ultimii 25 de ani au avut loc importante modificări pe piața mondială a oțelului. În anul 1950, 93% din producția mondială erau furnizate de Europa și S.U.A., în anul 1970 doar 70% din producția totală reveneau Europei și S.U.A. În 1950 U.R.S.S. și S.U.A. produceau 2/3 din producția mondială, ca două decenii mai tîrziu această proporție să ajungă la 1/2.

Dacă în anul 1950 doar S.U.A. producea peste 400 kg oțel/locuitor, în 1970 acest indicator a fost atins sau depășit de 17 alte țări. În perioada considerată cele mai bune rezultate au fost obținute în state mai mici. Austria și-a mărit producția de oțel de la 1 la 4 mil. t, iar exportul, de la 22 la 43%. Belgia și Luxemburgul și-au triplat producția la 18 mil. t, din care se exportă 89%. În Olanda producția a crescut de la 0,5 la 5 mil. t, în Iugoslavia de la 0,5 la 2 mil. t, în Cehoslovacia de la 3 la 11,5 mil. t, iar în Ungaria de la 1 la 3 mil. t.

Țările mici sînt totuși dependente de import. În anul 1970 participarea importului a fost de 81% în Olanda, 58% pentru Belgia, 40% pentru Suedia, 36% pentru Ungaria și 20% pentru Austria.

(*Magazyn Hutniczy, Polonia, nr. 2, 1974, p. 2*)

Societățile japoneze și investițiile din străinătate. Cinci întreprinderi japoneze au încheiat cu guvernul indonezian un acord de principiu în vederea construirii în Sumatra a unei hidrocentrale și a unei uzine de aluminiu, care va putea produce 225 mii t/an metal. Devizul global este de 500 mil. dolari. Conducătorul acestui grup este Sumitomo Chemical, însă nu se exclude posibilitatea asocierii la acest proiect a societăților canadiene Alcan și Kaiser.

Conform declarațiilor firmei japoneze C. Itoh, principalul producător din rîndul celor cinci societăți japoneze specializate, se află în curs de negocieri un acord cu Bureau française de recherches géologiques et miniéres (BRGM) și cu un organism britanic similar pentru exploatarea unui zăcămînt de minereu de crom din Madagascar (la Adriamena).

Societățile japoneze Isihara și C. Itoh vor crea o filală comună cu Cio Vale de Rio Doce (Brazilia) pentru deschiderea unei mine de titan în statul Minas Gerais și pentru a produce oxid de titan. Investițiile sînt estimate la circa 200 mil. dolari.

(*L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 8, 1974, p. 39*)

Influența energiei acustice asupra proprietăților de rezistență ale oțelului carbon OLT 35 prelucrat prin deformare plastică la rece

Ing. N. Atanasiu
Institutul politehnic — București
Ing. O. Drăgan și ing. Z. Atanasiu
Institutul de cercetări metalurgice — București
Academia de științe economice — București

CZ 669.14 : 539.374 : 539.42 : 66.084

Este cunoscut faptul că ultrasunetele pot provoca modificări temporare sau permanente ale proprietăților de rezistență ale materialelor metalice prelucrate prin deformare plastică la rece. Apariția acestor modificări depinde de anumite nivele de energie acustică iradiată în zona de deformare. Atît timp cît ultrasunetele aplicate sînt la nivele de energie sub o valoare critică tipică pentru diferite metale nu apar schimbări permanente ale proprietăților de rezistență ale metalelor. Dimpotrivă, iradierea cu ultrasunete de intensități mari provoacă absorbția unei cantități suficiente de energie acustică în regiunile dislocațiilor, ceea ce determină modificarea permanentă a proprietăților de rezistență ale materialelor metalice tratate, fenomen observat după iradiere ultrasonică [1], [2].

În lucrare se face o analiză teoretică a dependenței intensității energiei acustice față de proprietățile de rezistență ale oțelului carbon OLT 35. De asemenea, sînt prezentate rezultatele experimentale comparativ cu cele obținute prin calcul.

Pentru a stabili influența energiei acustice asupra proprietăților de rezistență ale materialelor metalice prelucrate prin deformare plastică la rece, în cîmp ultrasonic, se va utiliza expresia intensității acustice [3] :

$$I = \frac{1}{2} \varphi c A^2 \omega^2, \qquad (1)$$

în care :

- φ este densitatea mediului ;
- c — viteza de propagare a undei longitudinale ;
- A — amplitudinea de oscilație a particulei ;
- ω — pulsația sistemului care oscilează, fiind legată de frecvența f prin relația : $\omega = 2\pi f$.

În prezent există dificultăți în determinarea directă a valorii intensității acustice în focarul de deformare, de aceea se utilizează diferite metode indirecte.

În experimentările efectuate de autori la tragerea țevilor s-a utilizat metoda măsurării amplitudinii oscilației longitudinale la capătul liber al dopului, iar intensitatea acustică în zona de deformare a metalului s-a determinat cu relația (1).

Cercetările privind influența ultrasunetelor asupra proprietăților de rezistență s-au făcut pe țevi din oțel carbon OLT 35 trase la rece cu dop activat ultrasonic prin unde longitudinale, folosindu-se trei intensități de energie acustică și anume : 5, 10 și 15 W/cm², la o frecvență de 16 kHz [4].

Viteza de tragere a fost constantă de 6 m/min, iar gradul de deformare a variat în limite normale (coeficientul de alungire $\lambda = 1{,}1-1{,}7$).

Încercările de tracțiune s-au executat pe epruvete prelevate cîte două bucăți, din aceeași țeavă în stare nerecoaptă, una din partea trasă fără ultrasunete, iar cealaltă trasă în cîmp ultrasonic.

Rezultatele experimentale obținute privind modificarea limitei de curgere σ_c și a rezistenței la rupere σ_r în funcție de gradul de deformare a țevilor trase cu ultrasunete sînt prezentate în figurile 1 și 2. Valorile proprietăților de rezistență înscrise în diagrame sînt o medie de trei încercări [5].

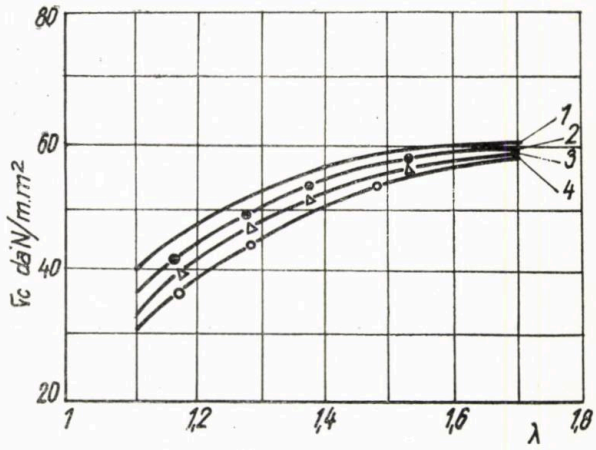


Fig. 1. Limita de curgere (σ_c) înainte de recoacere în funcție de gradul de deformare (λ) :
1 — fără ultrasunete (σ_{c0}) ; *2* — cu ultrasunete (σ_{c1us}), 5 W/cm² ; 3 — (σ_{c2us}) 10 W/cm² ; *4* — (σ_{c3us}), 15 W/cm².

Din diagrame se observă că la tragerea cu ultrasunete, comparativ cu tragerea convențională, creșterea intensității acustice diminuează valorile proprietăților de rezistență ale oțelului carbon OLT 35, iar creșterea gradului de deformare micșorează influența energiei acustice asupra limitei de curgere și a rezistenței la rupere.

Acceptînd că pe diagramă există un punct în care influența intensității acustice este nulă,

punct de coordonate $\bar{\sigma}_c = 70$ daN/mm² și $\bar{\lambda} = 1{,}7$ (la aceste valori variația $\frac{\sigma_{co} - \sigma_{cus}}{\sigma_{co}} 100\% < 5\%$ în cazul intensității de 15 W/cm²) variația limitei de curgere, determinată de intensitatea de

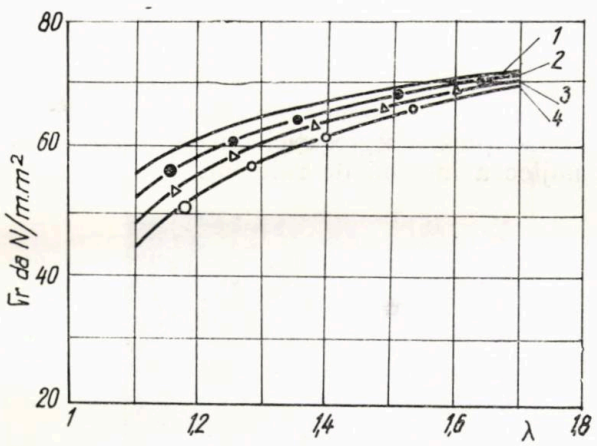


Fig. 2, Rezistența la rupere (σ_r) înainte de recoacere în funcție de gradul de deformare (λ) :
1 — fără ultrasunete (σ_r); *2* — cu ultrasunete (σ_{r1us}), 5 W/cm²; *3* — (σ_{r2us}), 10 W/cm²; *4* — (σ_{r3us}), 15 W/cm².

energie acustică în funcție de diverse grade de deformare λ, se poate reprezenta după formula :

$$\sigma_c = \bar{\sigma}_c \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\lambda}{\bar{\lambda}} + 1 \right) \right]^{(\alpha I + 1)^{\beta}}, \qquad (2)$$

în care :

$\bar{\sigma}_c$ este limita de curgere a oțelului OLT 35 deformat ($\bar{\lambda} = 1{,}7$) ;
λ — coeficientul de alungire a materialului tras ;
$\alpha + \beta$ — constante de material ;
I — intensitatea acustică.

Formula (2) a fost stabilită folosind datele experimentale ce rezultă din figura 1.

Pentru grade de deformare mai mici ($\lambda < 1{,}7$) intensitatea energiei acustice produce o micșorare a limitei de curgere. Nu a fost posibil să se experimenteze trageri cu grade de deformare mai mari ($\lambda > 1{,}7$).

În figura 1, curba *1* corespunde la intensitatea de energie acustică $I = 0$ și s-a folosit la determinarea valorii lui β. Pe de altă parte, în cazul cînd intensitatea ia valori de 5, 10 și 15 W/cm² se poate determina și valoarea corespunzătoare a lui α. Valorile constantelor α și β sînt : $\alpha = 0{,}0286$ și $\beta = 0{,}7$.

Din experimentările efectuate pentru reprezentarea dată în figurile 1 și 2 se poate stabili pentru fiecare grad de deformare λ și fiecare nivel de energie acustică I o relație între rezistența la rupere și limita de curgere. Ținînd seamă de intervalul de grade de deformare considerat se poate presupune că pentru un λ dat, relația dintre rezistența la rupere σ_r și limita de curgere σ_c este o relație liniară de forma :

$$\sigma_c = a\,\sigma_r - b, \qquad (3)$$

în care : a și b sînt constante de material.

Înlocuind relația (3) în (2) se poate obține legea de variație a rezistenței la rupere în funcție de gradul de deformare λ pentru diverse intensități de energie acustică.

$$\sigma_r = \frac{1}{a} \left\{ -b + \bar{\sigma}_c \left[\frac{1}{2} \cdot \frac{\lambda}{\bar{\lambda}} - 1 \right]^{(\alpha I + 1)^{\beta}} \right\} \qquad (4)$$

Această relație constituie o aproximație a curbelor din figura 2, și se verifică pe cale experimentală cu suficientă precizie.

Din cele expuse se trag următoarele concluzii :

Reducerea valorilor limitei de curgere și a rezistenței la rupere este proporțională cu creșterea energiei acustice introduse în materialul supus deformării.

Diminuarea influenței ultrasunetelor asupra rezistenței la rupere și a limitei de curgere datorită creșterii gradului de deformare se explică prin micșorarea densității specifice de energie acustică în focarul de deformare.

Relațiile determinate pe bază de calcul privind variația limitei de curgere și a rezistenței la rupere în funcție de intensitatea de enegie acustică se verifică experimental.

BIBLIOGRAFIE

[1] Langenecker B., Jones V. O. și Illiewich I. *Metal plasticity in macrosonic fields, Procedings of the First International Symposium on Highpower Ultrasonics.* Graz Austria, 17—19 septembrie 1970.

[2] Neppiras E. *Macrosonic in industry.* Ultrasonics, vol. 10, nr. 1, 1972.

[3] Severdenko V., Klubovici V. și Stepanenco A. *Obrabotca metallov davleniem s utrazvucom.* Editura „Nauka i Tehnica", Minsk, 1973.

[4] Drăgan O., Ivan M. și Atanasiu N. *Cercetări privind tragerea la rece a țevilor din oțel carbon în cîmp ultrasonic.* Volumul Conferinței Naționale de tehnologii neconvenționale în prelucrarea metalelor. Timișoara, 14—16 octombrie, 1971.

[5] Drăgan O. și Atanasiu N. *Modificarea unor proprietăți mecanice ale țevilor din oțel carbon trase la rece în cîmp ultrasonic.* Metalurgia, nr. 1, 1973.

[6] Atanasiu N. și Atanasiu Z. *Influența energiei ultrasonice asupra unor proprietăți mecanice ale materialelor metalice prelucrate prin deformare plastică.* B.I.T., Prelucrarea metalelor prin tehnologii neconvenționale, nr, 1, 1973.

Execuția inelelor de rulmenți din platbandă

Dr. ing. V. I. Popescu
Institutul politehnic — București
Ing. Gr. Gavrilescu
Institutul de cercetări metalurgice — București

CZ 621.822.5 : 669.14—415

Obținerea rulmenților de bună calitate este condiționată de o serie de factori printre care : calitatea oțelului, condițiile în care se realizează deformarea plastică la cald, tratamentul termic.

Dintre factorii enumerați, în cazul inelelor de rulmenți, durabilitatea este determinată în măsură însemnată de condițiile de deformare plastică la cald. Datorită acestui fapt pe plan mondial au fost studiate și încercate în producție mai multe metode de execuție a inelelor de rulmenți ca, de exemplu, forjarea din bară, debitarea din țeavă laminată și debitarea din platbandă urmată de răsfrîngerea la cald. Ultima metodă de execuție s-a dovedit a fi și cea mai eficientă atît din punct de vedere al măririi durabilității rulmenților, cît și al consumului de oțel.

În ansamblu procesul tehnologic al execuției rulmenților din platbandă, experimentat la uzina „Tayana" din Japonia, prima care a introdus acest procedeu, constă din : elaborarea oțelului în cuptoare electrice, forjarea lingourilor, întîi la presă apoi la ciocan, cu un coroiaj de de 6—8, laminarea la cald și apoi la rece, decuparea șaibelor, răsfrîngerea acestora la cald, călirea izotermă și, în final, rectificarea.

Răsfrîngerea șaibelor pentru obținerea inelelor de rulmenți, precum și fibrajul obținut în șaibă și inel sînt reprezentate schematic în figura 1.

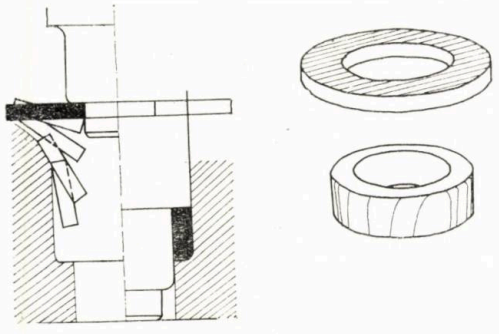
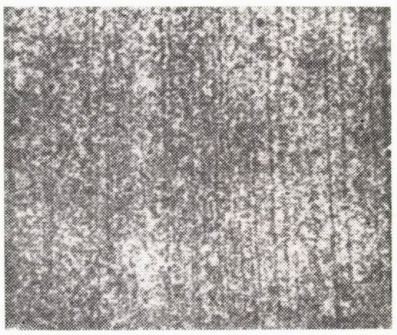


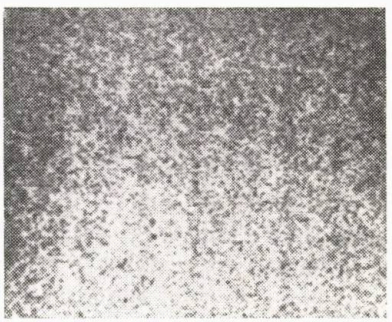
Fig. 1. Schema procesului de matrițare a șaibelor pentru obținerea inelelor de rulmenți [1].

Datorită procesului de deformare plastică fibrajul inelului rezultat din răsfrîngerea unei șaibe (fig. 2, *a*) diferă de fibrajul inelului obținut prin forjarea unei bare (fig. 2, *b*).

Așa cum se observă din figura 2, în cazul execuției inelelor prin răsfrîngerea unei șaibe, fibrajul este mult mai pronunțat. O asemenea repartiție a fibrajului duce la obținerea unor valori mai ridicate în ceea ce privește rezilienta și rezistența la oboseală. Un alt avantaj al fabricării inelelor de rulmenți din platbandă îl constituie menținerea segregației zonale în porțiunea de mijloc a inelului de rulment.



a



b

Fig. 2. Fibrajul unui inel obținut din platbandă (*a*) și a unui inel obținut prin matrițarea la cald a unei bare (*b*).

Ca rezultat al ambelor efecte (fibrajul mai pronunțat și menținerea segregației zonale în mijlocul inelului), durabilitatea rulmenților obținuți din platbandă a crescut cu 1,5—2,0 ori în comparație cu a celor obținuți din bară (fig. 3) [1], [2].

Avînd în vedere creșterea durabilității rulmenților în cazul în care aceștia se execută din platbandă, precum și faptul că în uzinele noastre execuția inelelor de rulmenți se face aproape în exclusivitate din bară, în cadrul acestei lucrări s-au inițiat încercări pre iminare de stabilire a elementelor tehnologice de execuție a inelelor de rulmenți din platbandă. În acest scop a fost elaborată și turnată, în laboratoarele ICEM, o șarjă de oțel Rul 1. Această șarjă a fost elaborată într-un cuptor electric de 500 kg, iar turnarea s-a făcut în lingouri de 180 kg.

Compoziția chimică a oțelului a fost : 1,09% C ; 0,21% Si ; 0,22% Mn ; 1,58% Cr ; 0,014% S ; 0,018% P.

Pentru preîntîmpinarea apariției fulgilor, după solidificare, lingourile au fost răcite în nisip, iar pentru ușurarea prelucrării prin așchiere au fost

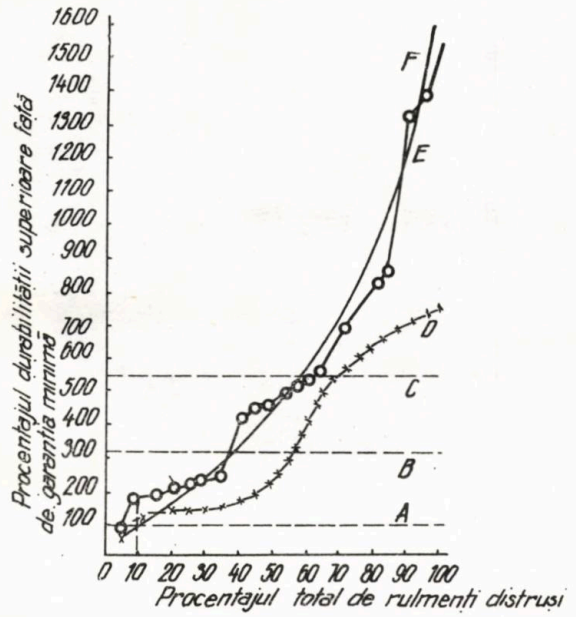


Fig. 3. Durabilitatea inelelor de rulmenți obținute prin răsfrîngerea unei platbande față de cele obținute prin forjare din bară [1] :

A — garanția minimă; *B* — durabilitatea medie a rulmenților obținuți din bară; *C* — durabilitatea medie a rulmenților obținuți din platbandă; *D* — curba durabilității rulmenților standard; *E* — curba reală a durabilității rulmenților obținuți din platbandă; *F* — curba tip de durabilitate a rulmenților din platbandă.

recoapte. Recoacerea lingourilor din oțelul Rul 1 s-a făcut conform diagramei indicate în figura 4.

Din analiza macroscopică a lingoului în secțiune transversală a rezultat că oțelul elaborat și turnat în condițiile ICEM posedă un înalt grad

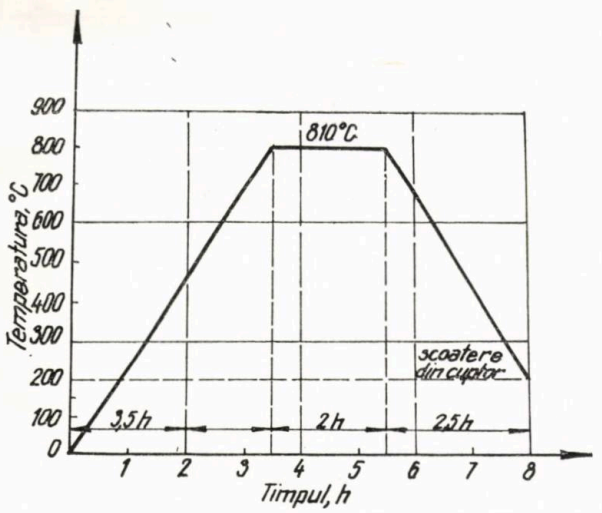


Fig. 4. Diagrama de recoacere a lingourilor din oțel Rul 1.

de puritate. Datorită acestui fapt pe proba atacată cu acid azotic nu au putut fi observate porozități și nici urme de segregație zonală, iar pe amprenta probei Baumann nu s-au observat decît foarte mici urme de sulf. Răspîndirea sulfului a fost în general uniformă, cu mici tendințe de aglomerare în zona axială.

După prelevarea probei pentru analiza microscopică în stare turnată, restul de lingou a fost laminat la început în țagle de 60 × 60 mm și apoi în platbenzi de 105 × 8 mm.

După laminare țaglele au fost debitate la lungimile dorite și introduse imediat într-un cuptor încălzit în prealabil la 750°C. Temperatura țaglelor la introducerea în cuptor a variat între 700 și 800°C. După încărcare și menținerea la 750°C, timp de o jumătate de oră, temperatura cuptorului a fost ridicată la 810°C cu o menținere izotermă de 2 h, iar după aceea cuptorul încărcat a fost răcit cu ușile închise. În continuare țaglele recoapte au fost laminate în vederea obținerii platbenzilor de 105 × 8 mm. După laminare platbenzile au fost introduse imediat în cuptorul de recoacere.

Temperatura platbenzilor la introducerea în cuptor a oscilat între 650 și 750°C, iar temperatura cuptorului la încărcare a fost de 750°C. Recoacerea platbenzilor s-a făcut conform aceluiași regim ca și în cazul țaglelor.

Pentru a putea urmări modul de redistribuire a sulfului în timpul laminării din semifabricatul obținut în diverse faze de laminare au fost prelevate probe metalografice. În acest scop s-au prelevat probe din țaglele de 60 × 60 mm, din platbandă intermediară de 93 × 18 și 96 × 12 mm și din platbandă finală de 105 × 8 mm.

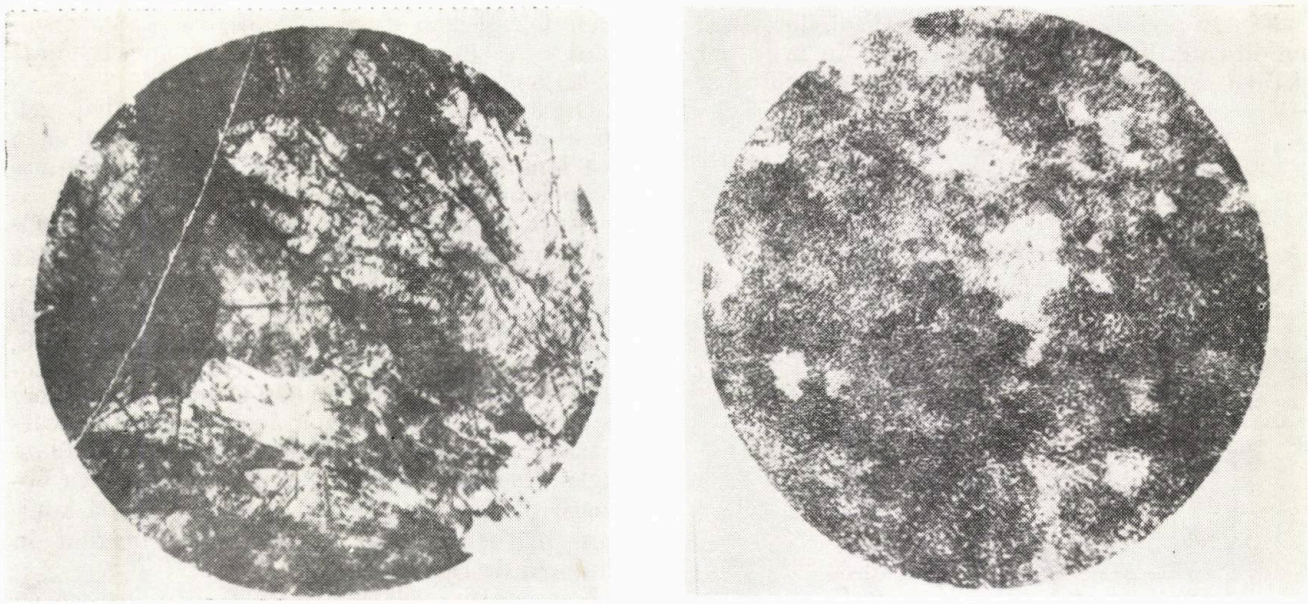
Din examinarea macroscopică a țaglelor și a platbenzilor a rezultat că laminarea a decurs în condiții corespunzătoare, țaglele și platbenzile neprezentînd defecte de laminare sau de răcire. În ceea ce privește repartizarea sulfului, acesta s-a menținut în interiorul laminatelor. Suprafața ocupată de sulfuri pe proba Baumann, în raport cu suprafața curată, a devenit mult mai mică în cazul laminatelor, în comparație cu lingoul, și mult mai fin dispersată.

În comparație cu structura oțelului în stare turnată (fig. 5, *a*), structura după deformarea plastică în platbandă (fig. 5, *b*) a devenit mai fină și mai globulară avînd o cementită secundară mai dispersată.

În ceea ce privește adîncimea stratului decarburat s-a constatat că, deși atmosfera de încălzire a fost oxidantă, stratul decarburat a fost neînsemnat, de ordinul a 0,1 mm pentru platbenzile cu grosimea de 8 mm.

Ținînd seamă că în timpul decupării și al răsfrîngerii la cald a șaibei materialul nu se mai întinde, se presupune că după aceste operații adîncimea stratului decarburat a inelului va fi totuși mai mare decît a platbenzii.

După laminare și recoacere platbenzile au fost debitate la foarfecă, iar din bucățile obținute au fost executate, prin strunjire, șaibele necesare încercărilor experimentale. Execuția șaibelor prin strunjire și nu prin ștanțare a fost preferată din



b

Fig. 5. Structura oțelului Rul 1 :
în lingou *(a)* și în platbandă *(b)*

considerente economice, deoarece în fază de experimentare valoarea manoperei de strunjire a unui număr relativ redus de șaibe este mai mică decît valoare matrițelor de ștanțare.

Datele din literatura de specialitate nu dau indicații cu privire la legătura care există între inelul de rulmenți și dimensiunile șaibei, inclusiv ale sculelor de lucru (poanson, matriță). Din acest motiv în prima etapă s-a căutat să se stabilească principalele relații dintre dimensiunile șaibelor, ale sculelor de lucru și ale inelelor de rulmenți.

Adoptînd notațiile din figura 6, a rezultat că la dimensionarea unei șaibe trebuie să se țină seamă de rapoartele D/d, D/δ și a/δ.

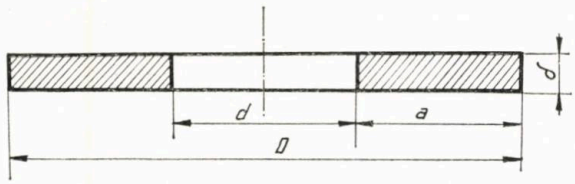


Fig. 6. Simbolizarea dimensiunilor șaibei nerăsfrînte.

În funcție de dimensiunile adoptate pentru șaibe au rezultat și principalele dimensiuni ale poansonului și matriței. Dimensiunile sculelor care nu depind direct de dimensiunile șaibelor sînt înălțimea matriței și a poansonului H_p și unghiul α (fig. 7).

Experimentările efectuate la o presă hidraulică de 100 tf au avut drept scop obținerea inelului pentru rulmentul 6208. Dimensiunile șaibei și ale inelului după răsfrîngere sînt indicate în figura 8 ; ele au rezultat în urma mai multor încercări.

Pentru a cuprinde o gamă dimensională cît mai largă valoarea principalelor rapoarte dimen-

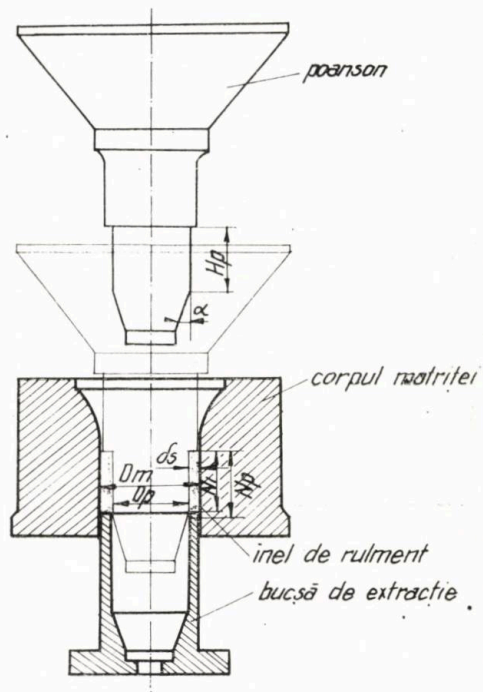


Fig. 7. Scule pentru răsfrîngerea șaibelor.

sionale, luate în considerare la construcția șaibelor, a fost cuprinsă în limitele :

$$D : d = 2{,}5-6{,}0$$

$$D : \overline{\delta} = 10-15$$

$$a : \delta = 3{,}0-6{,}5$$

Valoarea unghiului α, care exprimă conicitatea poansonului, a fost în primul caz de 8°, iar în al doilea, de 20°. În timpul experiențelor s-a obser-

vat că poansonul cu conicitate de 20° duce la obținerea unor rezultate mai bune. Înălțimea H_p a poansonului (fig. 7) trebuie să fie de 1,2—1,5

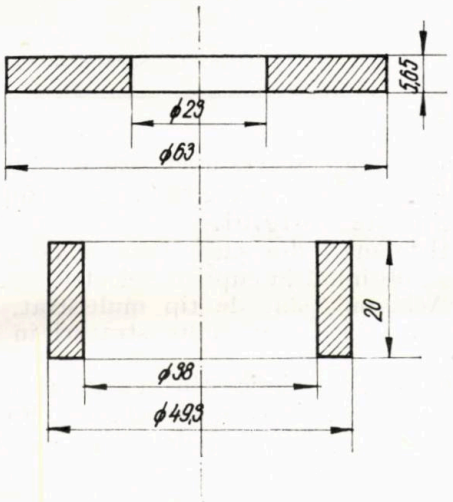


Fig. 8. Dimensiunile șaibei înainte de răsfrîngere și a inelului răsfrînt pentru rulmentul 6208.

ori mai mare decît înălțimea N_i a inelului răsfrînt. Jocul δ_s dintre poanson și matriță a fost menținut în toate cazurile mai mare cu 0,2—0,3 mm decît grosimea δ a șaibei.

Șaibele cu raportul $D : d < 3{,}0$ se răsfrîng complet (fig. 9, *b*) numai dacă raportul $D : \delta \leqslant 12{,}5$ sau $a : \delta \leqslant 3{,}8$. Cu cît raportul D/d este mai mic decît 3,0, iar rapoartele D/δ și a/δ sînt mai mici decît 12,5, respectiv 3,8, cu atît șaiba se răsfrînge mai ușor și mai complet.

În cazul cînd raportul $D/\delta > 12{,}5$ sau $a/\delta > 3{,}8$ șaibele nu pot fi răsfrînte chiar dacă $D/d < 3{,}0$. În acest caz între poanson și matriță se formează o bavură (fig. 9, *c*) care este cu atît mai mare, cu cît valoarea rapoartelor D/δ și a/δ este mai mare de 12,5, respectiv de 3,8.

Comparînd valoarea rapoartelor dimensionale admisibile ale șaibelor nerăsfrînte cu cea a rapoartelor dimensionale ale inelelor de rulmenți în stare finită, rezultă că aceste valori sînt foarte apropiate între ele. Datorită acestui fapt inelele de rulmenți ar putea fi obținute numai prin răsfrîngerea în marea majoritate a cazurilor. Totuși, pentru ușurarea procesului de răsfrîngere, se consideră mai indicat ca proiectarea sculelor și întocmirea proceselor tehnologice de răsfrîngere a șaibelor să fie astfel concepute încît inelele brute să fie mai groase și mai scunde în comparație cu cele finite. În acest caz aducerea inelelor la dimensiunile necesare urmează să se facă prin laminarea acestora, laminare care în cadrul unei linii automate poate fi executată din același cald.

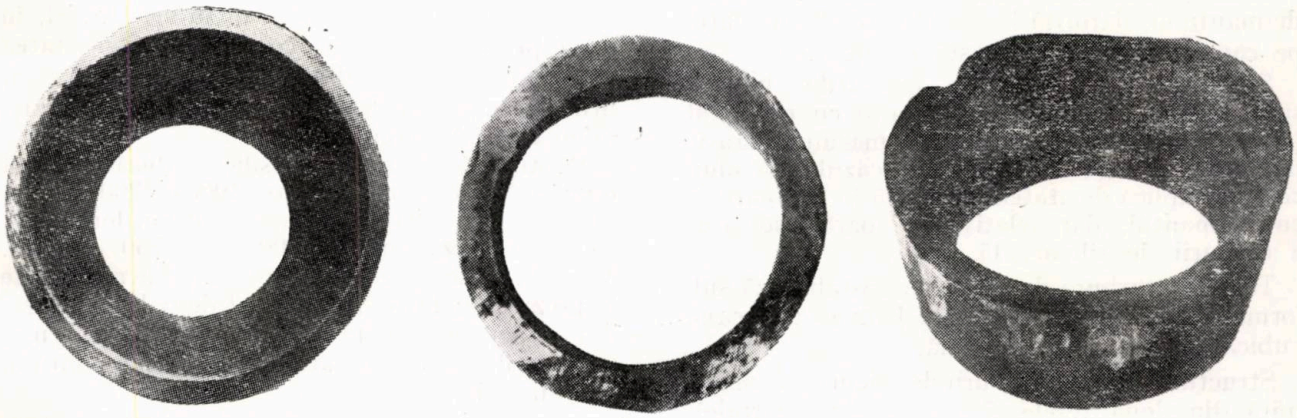


Fig. 9- Aspectul inelelor răsfrînte :
a — incomplet răsfrînt ; *b* — răsfrînt complet și fără bavură ; *c* — răsfrînt complet, cu bavură.

Pe baza experiențelor efectuate s-a constat că șaibele cu raportul $D/d > 3{,}0$ nu pot fi răsfrînte. În aceste cazuri poansonul pătrunde prin șaibă, iar aceasta, incomplet răsfrîntă, rămîne deasupra matriței, obținîndu-se forma celei indicate în figura 9, *a*.

BIBLIOGRAFIE

[1] Roland M. *Procedee noi de fabricație a rulmenților.* La Machine Moderne, nr. 661, aprilie 1964, p. 65—69.
[2] * * * *O nouă metodă pentru producerea rulmenților.* Machinery, vol. 109, nr. 8206, august 1966, p. 484—488.
[3] Bohuș O. *Probleme metalurgice privind fabricarea rulmenților.* Cercetări metalurgice, nr. 9, 1967, p. 439—448.

Procesul de formare a carburii de siliciu în cuptoare electrice industriale cu rezistență

Prof. dr. ing. Gh. Marcu
Facultatea de chimie, Universitatea Babeș-Bolyai — Cluj
și
Chim. Ariana Kaim
Uzina Carbochim — Cluj

CZ 66.041.38 : 661.665.1

Se cunoaște faptul că duritatea cea mai ridicată, respectiv capacitatea abrazivă cea mai mare, o prezintă unele combinații cu caracter predominant covalent al legăturii ce se formează între anumite elemente nemetalice și care adoptă o structură cristalină, cum ar fi, de exemplu, rețelele cristaline de tip adamantin .

În general duritatea — proprietate ce conferă unor materiale o deosebită importanță tehnică — este determinată de relațiile structurale din rețeaua cristalină a acestora și de tăria legăturilor dintre atomii componenți.

Duritatea ridicată a carburii de siliciu cristaline s-a încercat să se explice, în modul următor, prin structura configurației electronice :

Atomii de carbon de coordinare tetraedrică prezintă configurația hibridă sp^3, care este foarte stabilă.

Stabilitatea ridicată a acestei configurații asigură localizarea electronilor de valență ai carbonului și determină duritatea foarte ridicată a diamantului, datorită legăturilor rigide în spațiu pe care le formează această configurație.

Stabilitatea energetică a legăturilor hibride sp^3 scade la siliciu în comparație cu carbonul (diamant), datorită creșterii numărului cuantic principal al legăturilor sp^3 în cazul siliciului, ceea ce explică duritatea mai mică în comparație cu diamantul, dar relativ tot foarte ridicată, a carburii de siliciu [1].

Teoretic, carbura de siliciu se cristalizează sub forma a două tipuri de rețele Bravais : rețeaua cubică și rețeaua hexagonală.

Structura cubică a carburii de siliciu este constituită din două rețele *cfc* (cub cu fețe centrale), deplasate între ele cu un sfert din diagonala spațială, atomii de carbon fiind plasați pe una din rețelele *cfc*, iar atomii de siliciu, pe cealaltă rețea *cfc*. În jurul fiecărui atom sînt dispuși patru atomi de tip opus, așezați la o distanță egală, în vîrfurile unui tetraedru regulat.

Structura hexagonală a carburii de siliciu are la bază o celulă convențională hexagonală.

Structura cubică și cea hexagonală de carbură de siliciu sînt formate din perechi de straturi, în fiecare pereche un plan fiind constituit din atomi de carbon, iar celălalt plan, din atomi de siliciu. În ambele structuri perechile de plane sînt împachetate unul deasupra celuilalt, iar perechile succesive de planuri sînt deplasate orizontal, ceea ce este necesar pentru a se putea respecta geometria legăturii tetraedrice, respectiv unghiul la 109°28′ între legături.

În SiC cubică succesiunea împachetării este 0120120, iar în SiC hexagonală succesiunea împachetării este 01010101.

Cristalele mari din șarja tehnică de carbură de siliciu, obținută în cuptoare electrice cu rezistență (Acheson), sînt de tip multistrat, avînd 4, 6, 15 sau chiar mai multe straturi în celula unitară.

Aceste cristale tehnice tip multistrat sînt notate cu o literă după nomenclatura Ramsdell (cu *C* se notează carbura de siliciu cubică, iar cu *H* și *R*, politipurile hexagonale din șarja tehnică), litera fiind precedată de o cifră care indică numărul de straturi din celula elementară multistrat, iar uneori în paranteză se dă și un șir de cifre care reprezintă secvența de repetiție a straturilor.

Considerații teoretice asupra necesității studierii procesului de formare a carburii de siliciu

Proprietățile fizice ale politipurilor cristaline de carbură de siliciu diferă între ele. Astfel, în privința durității, care constituie proprietatea cea mai valoroasă din punctul de vedere al utilizării carburii de siliciu ca material abraziv, diferențele sînt considerabile.

Politipurile de carbură de siliciu cubică prezintă o microduritate cuprinsă între 2900 și 3200 kp/cm², în timp ce microduritatea politipurilor hexagonale variază între 3 000 și 3 750 kp/cm². Valorile cele mai ridicate de microduritate le prezintă politipul hexagonal de 6 H [2]. Deci din punct de vedere tehnic produsul cel mai valoros îl constituie carbura de siliciu politipul cristalin 6H.

Teoretic formarea carburii de siliciu hexagonale din politipul cubic, respectiv trecerea de la forma cristalină cubică la cea hexagonală, s-a explicat cu ajutorul unui model matematic, obținut prin calculul structurii de bandă a celor două forme cristaline, cu ajutorul funcțiilor Bloch [3].

Concluzia modelului matematic, redată în figurile 1, *a* și 1, *b*, 2 și 3 este aceea că datorită unui efect polar și a unui efect de simetrie se obține o trecere de la cristalele cubice la cele hexagonale.

Efectul polar evidențiat în figura 1, *a* se observă la un cristal cubic, maclat, compus din mai multe regiuni de structură cubică, deplasate între ele printr-o operație de rotație care determină maclarea cristalului. La planul de maclare a cristalului cubic dispunerea atomilor este caracterizată de un aranjament hexagonal, respectiv

la planul de maclare se găsesc trei straturi cu secvență caracteristică structurii cristaline hexagonale (010). Atomii din regiunea planului de

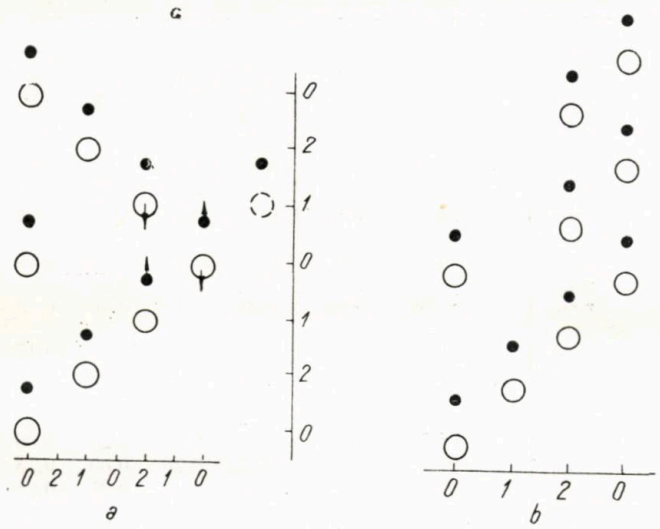


Fig. 1:

a — diagrama de dispunere a cristalului de carbură de siliciu cubică, maclat prin rotație. Cercul punctat indică poziția atomului în cazul cînd cristalul nu ar fi maclat. Săgețile indică deplasarea de la pozițiile „ideale" datorită forțelor necompensate, generate de efectul polar; *b* — cristal mixt de carbură de siliciu cubică și hexagonală.

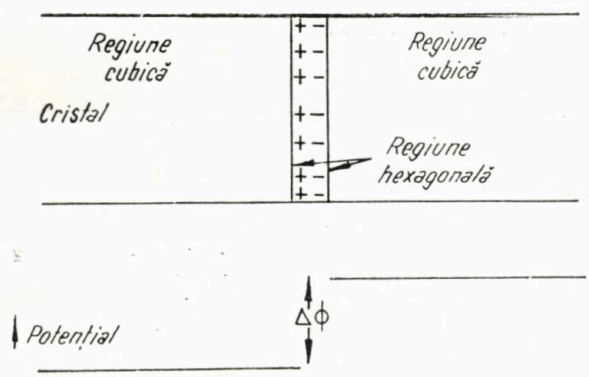


Fig. 2. Structura de bandă a cristalului cubic maclat prin rotație (efect polar).

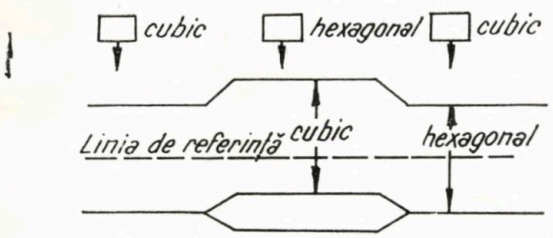


Fig. 3. Structura de bandă a cristalului mixt (efect de simetrie).

maclare sînt supuși astfel unor forțe necompensate, ceea ce cauzează îndepărtarea lor de la pozițiile normale. Deformarea locală care ia astfel naștere formează un strat de dipoli, respectiv un strat polarizat în interiorul cristalului cubic, permițînd formarea, în continuare, în decursul cristalizării șarjei tehnice, a unor cristale mixte, cubice-hexagonale. Formarea cristalelor mixte este determinată pe lîngă efectul polar și de efectul de schimbare a simetriei cristaline, indicată în figurile 1, *b* și 3, respectiv apariția în cristalul cubic a unei regiuni în care secvența straturilor de atomi este caracteristică formei hexagonale, favorizează mai departe dezvoltarea regiunilor hexagonale și concreșterilor de cristale cubice și hexagonale [3].

Din cele expuse se conturează obiectivele pe care trebuie să le urmărească studiul procesului de formare a carburii de siliciu, în cuptoare electrice, industriale, cu rezistență, și anume:

— verificarea valabilității modelului matematic (respectiv a concluziilor acestuia, conform cărora procesul de trecere a cristalelor cubice în cristale hexagonale constituie un proces ce are loc treptat (progresiv) dar continuu), — în condițiile procesului tehnologic de elaborare a carburii de siliciu în cuptoare industriale, cu rezistență;

— determinarea, în condițiile practicii industriale, a factorilor care influențează asupra formării diferitelor politipuri cristaline;

— determinarea factorilor care permit formarea preferențială a politipului cu duritatea cea mai mare.

Partea experimentală

La fabricarea pe scară industrială a carburii de siliciu șarja introdusă în cuptor constă dintr-un amestec de nisip cuarțos și cocs de petrol ce se dispune în jurul miezului care formează rezistența de încălzire (0 în figura 4).

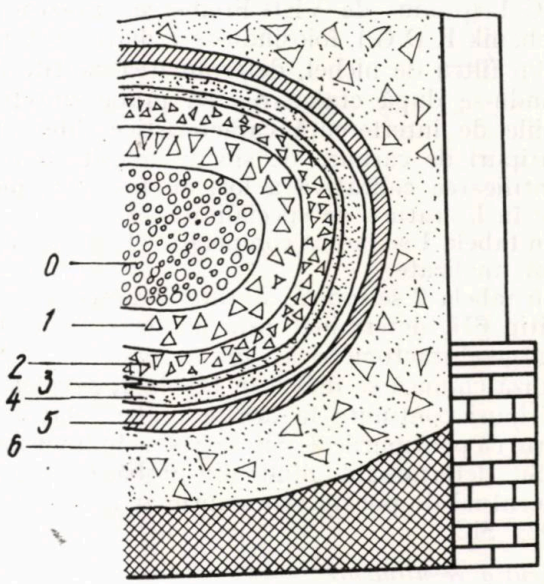


Fig. 4.

0 — miezul de încălzire; *1* — zona de carbură de siliciu hexagonală, grob și compact cristalizată; *2* — zonă de carbură de silicu hexagonală, fin cristalizată; *3* — zonă îngustă de concreșteri; *4* — carbură de siliciu „cubică" sau denumită amorfă"; *5* — zonă de colectare a impurităților (siloxicon); *6* — șarjă nereacționată.

Cuptorul industrial cu rezistență, pentru elaborarea carburii de siliciu este un cuptor format din zidărie refractară, prevăzut la capete cu electrozi, între care se formează colinear rezistența de încălzire. După terminarea procesului tehnologic de elaborare a carburii de siliciu conform diagramei de încălzire (la peste 2 300°C), urmată de răcire, șarja se prezintă sub forma unor zone concentrice, indicate în secțiune în figura 4.

Zona exterioară cea mai rece constă din șarjă nereacționată *6*, după care urmează o zonă în care sînt colectate impuritățile și componenții de șarjă condensate, transportate prin vaporizare dinspre zonele mai calde *5*; după aceasta urmează o zonă de carbură de siliciu, denumită „cubică" sau denumită impropriu „amorfă" *4*, care trece într-o zonă îngustă de concreșteri de carbură de siliciu cubică și hexagonală *3*, urmată de o zonă de carbură de siliciu hexagonală, fin cristalizată, sau „afînat" cristalizată *2* și la interior zona de carbură de siliciu hexagonală-cristale mari, respectiv zona de cristale „compacte" *1*, care constituie produsul cel mai valoros din punct de vedere tehnic.

Pentru studiul formării diferitelor politipuri cristaline (cristale cu număr diferit de straturi în celula unitară) s-au luat probe din zonele *1*, *2* și *3*, de la șase șarje diferite de carbură de siliciu, elaborate în cuptorul industrial tip Acheson, și într-un singur caz s-au luat probe și din zona *4*.

Probele luate au fost analizate chimic, prin metodele standardizate de analiză chimică, iar prin analiză roentgendifractometrică s-au determinat cantitativ diferitele politipuri din probele respective.

Analiza roentgen s-a efectuat cu un aparat HZG 1 (produs de VEB Freiberger Präzisionsmechanik R.D.G.), folosindu-se radiația de $Cu_{K\alpha}$, cu un filtru de nichel, determinarea cantitativă făcîndu-se după etalonarea cu probe sintetice. Liniile de interferență caracteristice diferitelor politipuri de carbură de siliciu, folosite pentru identificarea calitativă a lor, au fost cele indicate în literatura de specialitate [4].

În tabela 1 se indică compoziția chimică a probelor analizate.

În tabela 2 se indică conținutul procentual de politip 6H, determinat prin analiză cantitativă roentgendifractometrică, din probele a căror analiză chimică se indică în tabela 1, și celelalte politipuri conținute în aceste probe. Dat fiind faptul că politipurile de SiC se găsesc în fracțiunea de SiC determinată chimic din probă, conținutul procentual de politip este exprimat în raport cu 100% SiC.

Tabela 1

Denumirea probei	Conținutul procentual de					
	SiC	$SiO_2 + Si$	Fe_2O_3	Al_2O_3	CaO	MgO
Șarja 1						
zona 1	99,19	0,07	0,13	0,17	0,08	0,34
zona 2	98,41	0,12	0,55	0,28	0,09	0,56
zona 3	97,34	0,58	0,93	0,33	0,09	0,64
Șarja 2						
zona 1	99,64	0,00	0,11	0,12	0,07	0,38
zona 2	99,41	0,04	0,09	0,20	0,03	0,26
zona 3	98,68	0,51	0,32	0,19	0,12	0,12
Șarja 3						
zona 1	99,27	0,05	0,27	0,18	0,05	0,28
zona 2	98,57	0,55	0,51	0,18	0,07	0,11
zona 3	97,99	0,85	0,38	0,19	0,40	0,12
Șarja 4						
zona 1	99,31	0,16	0,15	0,13	0,07	0,17
zona 2	98,26	0,62	0,50	0,28	0,05	0,17
zona 3	97,16	1,80	0,29	0,20	0,36	0,15
Șarja 5						
zona 1	98,71	0,28	0,62	0,13	0,24	0,09
zona 2	97,99	0,87	0,67	0,26	0,09	0,15
zina 3	97,84	0,83	0,29	0,20	0,25	0,25
Șarja 6						
zona 1	99,18	0,30	0,12	0,14	0,22	0,13
zona 2	98,29	0,59	0,53	0,31	0,08	0,23
zona 3	97,43	1,04	0,52	0,45	0,31	0,19
Șarja 7						
zona 4	97,59	0,98	0,64	0,19	0,16	0,41

Tabela 2

Denumirea probei	politip 6H,%	4H 15 R SiC politip cubic
Șarja 1		
zona 1	83,7	16,3
zona 2	83,7	16,3
zona 3	73,5	4H + 15 R = 26,5 %
Șarja 2		
zona 1	97,5	2,5
zona 2	79	4H + 15 R = 21 %
zona 3	77	4H + 15 R + politip cubic = 23 %
Șarja 3		
zona 1	92	8
zona 2	82	4H + 15 R = 18 %
zona 3	73	4H + 15 R + politip cubic = 27 %
Șarja 4		
zona 1	94	6
zona 2	90	4H + 15 R = 10 %
zona 3	79	4H + 15 R + politip cubic = 21 %
Șarja 5		
zona 1	88	12
zona 2	85	4H + 15 R = 15 %
zona 3	73	4H + 15 R + politip cubic = 27 %
Șarja 6		
zona 1	96,5	3,5
zona 2	89	4H + 15 R = 11 %
zona 3	78	4H + 15 R + politip cubic = 22 %
Șarja 7		
zona 4	85	15

Discuția rezultatelor

Așa cum reiese din determinările indicate în tabelele 1 și 2 în zona interioară, situată în jurul miezului de încălzire, predomină politipul 6H (33). În zona următoare, mai rece, se găsește un amestec de politipuri 6H și 4H, iar în zonele mai exterioare apare amestecul de politipuri 6H, 4H și 15 R. Cu cît este mai îndepărtat locul de unde s-a luat proba de miezul de încălzire,

cu atît cantitatea de 6H este mai mică, crește cantitatea de 4 H și către exterior crește conținutul în politipul 15 R, totodată găsindu-se și politipul cubic, în cantități tot mai mari.

Căldura în cuptor transmițîndu-se radial, de la miez către exterior, se verifică concluziile modelului matematic cu privire la procesul treptat și continuu de transformare a politipului cubic în politipuri hexagonale tot mai superioare, prin mecanismul formării unor cristale mixte [3].

Dacă se caută o corelație între datele cuprinse în cele două tabele, se pot arăta următoarele :

— Formarea politipului 6H este determinată, în primul rînd, de atingerea temperaturii optime, astfel în probele luate din zona 1, situată lîngă miezul de încălzire, conținutul de politip 6H variază de la 83,7 la 97,5%, în timp ce în probele din zona 2, situată după zona 1, deci cu o temperatură mai scăzută, conținutul de politip 6H variază de la 79 la maximum 90%, deși conținutul de SiC (determinat chimic) scade foarte puțin în această zonă față de valorile din zona 1.

La rezultatele din zona 3 diferențele sînt și mai pregnante. În această zonă conținutul procentual de politip 6H variază de la 73 la maximum 79% deși și în această zonă scăderea conținutului de SiC (determinat chimic) este mică.

— Conținutul procentual de politip 6H determinat în probele din zona 1 este cu atît mai ridicat, cu cît este mai mare puritatea produsului din această zonă, respectiv cu cît este mai mare conținutul de SiC determinat chimic. La probele provenite din zonele situate mai către exterior, deci din zonele mai reci, o asemenea relație nu se mai observă.

— În probele din zona 2 deci din zona mai rece decît cea situată imediat lîngă zona următoare miezului de încălzire, se observă o influență a naturii și a cantității impurității asupra cantității de politip 6H ce se formează Astfel, dacă se are în vedere conținutul de impuritate Al^{3+} din zona 2 din șarjele 2, 3, 5 și 6 se observă că există o relație aproape liniară între conținutul de Al^{3+} (exprimat ca Al_2O_3) și conținutul de politip 6H.

Faptul că în zona 1, situată imediat după miezul de încălzire, nu se observă o corelație între cantitatea de impuritate și conținutul de politip 6H format, se explică prin aceea că tocmai datorită temperaturii mai ridicate această zonă este mai săracă în impurități.

Din cele de mai sus se pot desprinde următoarele concluzii :

— indicarea conținutului de SiC, determinat prin analiză chimică, nu permite caracterizarea completă a calității carburii de siliciu, utilizată ca materie primă la fabricarea unor scule așchietoare, cum sînt corpurile abrazive, cu atît mai mult că unele fabrici producătoare aplică o spălare chimică a produsului (cu HCl, NaOH și apă), deci se obține chimic un conținut foarte ridicat de SiC, fără ca să existe certitudinea că în produs predomină într-adevăr politipul cu microduritatea cea mai mare ;

— la cuptoarele industriale tip Acheson favorizarea obținerii politipului cristalin cel mai valoros, 6H, nu este posibilă prin ridicarea temperaturii, deoarece căldura transmițîndu-se de la miezul de înclăzire din mijloc, radial către zonele concentrice, exterioare, furnizarea unei cantități mai mari de căldură nu va duce decît la descompunerea carburii de siliciu, formate în jurul miezului de încălzire, cu depunere de grafit și vaporizarea siliciului către zonele mai exterioare și, implicit, impurificarea acestora cu Si liber. Deci politipul 6H fiind o structură ce se formează la temperaturi mai ridicate decît celelalte politipuri (așa cum se vede din tabela 2 apare în cantitatea cea mai mare, în zona 1, zonă situată imediat după miezul de încălzire), favorizarea obținerii acestui politip s-ar putea realiza prin :

— modificarea formei miezului de încălzire. În literatura de specialitate sînt menționate nenumărate încercări în acest sens, cum ar fi de exemplu brevetul R.S.R. 67601 [5] ;

— introducerea unor agenți de mineralizare în șarjă, de natură să favorizeze formarea politipului 6H.

Urmează să se continue încercările în vederea găsirii unui agent de mineralizare corespunzător, care pe lîngă efectul de favorizare a formării politipului 6H (prin introducerea în șarjă a impurității cu efect optim) să prezinte și avantajul unei posibilități de a fi îndepărtat din carbura de siliciu-produs finit, printr-un tratament de spălare eficace, realizabil cu agenți de spălare ieftini (apă sau acizi diluați).

Totodată se va căuta o fundamentare mai precisă pentru explicarea microdurității mai ridicate a unui politip de carbură de siliciu, legăturile hibride orientate în spațiu, sp^3, [1], constituind o explicație generală, care nu permite fundamentarea diferențierii observate între valorile de microduritate ale diferitelor politipuri.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Polymorphism of Silicon Carbide.* Nature (Anglia), 1968 nr, 6, p 278–280.

[2] Knippenberg W. F. *Growth phnenomena in silicon carbide.* Philips Research Reports, 1973.

[3] Birman J. *Band structure of silicon carbide. Proceedings on Silicon Carbide sponsored by the Electronics Research Directorate U. S.* Air Force Cambridge Research Center, Pergamon Press, 1960.

[4] Jagodzinski H. *Quatitative Röntgenanalyse von Substanzgemischen mit Koinzidenzreflexen,* Ztschr. Kristallogr, 110, 1958, p. 55.

[5] * * * *Procedeu și instalație pentru obținerea carburii de siliciu.* Brevet R.S.R. 67.601/clasa 12 i 31/36.

Modelarea procesului de prăjire a piritelor. Influența temperaturii

Dr. ing. I. Grigoriu și
prof. ing. C. Calistru
Institutul politehnic — Iași

CZ 661.242.2 : 622.785

Într-o lucrare anterioară au fost stabilite ecuațiile diferențiale și integrate ale modelelor matematice pentru procesul de prăjire oxidantă a piritelor [1]. Pentru verificarea modelelor macrocinetice și matematice stabilite s-a cercetat macrocinetica procesului în condiții care să permită descrierea matematică a acestuia folosind modelele stabilite. În acest scop s-a elaborat un anumit model de contact solid-gaz pe care l-am denumit „strat fix monogranular" [2]. Acest model de contact elimină posibilitatea desfășurării procesului după un proces de transfer de masă prin strat și permite descrierea matematică a acestuia folosind modelul granulei cu miez nereacționat [3]. De asemenea, acest model de contact permite folosirea datelor experimentale obținute la calculul procesului în strat fluidizat în condițiile reactoarelor reale, ipoteză ce va fi verificată experimental într-o lucrare viitoare.

În această lucrare se propune verificarea modelelor matematice stabilite [1] prin cercetarea influenței temperaturii asupra vitezei globale a procesului, în condițiile „stratului fix monogranular".

Metodica cercetării experimentate

Metodica cercetării experimentale a macrocineticii procesului de prăjire oxidantă a piritelor în condițiile „stratului fix monogranular" a fost descrisă într-o lucrare anterioară [2]. Instalația experimentală este prezentată în figura 1.

Pentru experimentări s-a folosit o pirită granulată cu un conținut foarte ridicat în S (49%), astfel încît conținutul în impurități să nu afecteze aplicabilitatea modelelor stabilite. Reglarea temperaturii în „stratul fix monogranular" s-a realizat cu termocuplul *3* și milivoltmetrul termoregulator *4*. S-a lucrat cu patru granulații inițiale ale piritei : $dp = 0{,}2675$; $dp = 0{,}565$; $dp = 0{,}900$; $dp = 2{,}250$ mm și la viteze ale aerului $Wg = 0{,}578 \cdot 10^{-2}$ m/s și $Wg = 18{,}32 \cdot 10^{-2}$ m/s. Temperaturile de lucru au fost : 600, 665, 700, 760, 800 și 860°C. S-a lucrat cu exces mare de aer, încît practic concentrația oxigenului să rămînă constantă în timpul desfășurării procesului. Gradul de transformare a sulfului util s-a determinat prin dozarea sulfului util transformat în SO_2. Cantitatea de bioxid de sulf formată în timp s-a determinat prin absorbția gazelor în vase de absorbție ce conțin un număr măsurat de mililitri NaOH n/10 și H_2O_2 3%.

Curbele cinetice experimentale, care redau influența temperaturii asupra vitezei globale a procesului, sînt redate în figurile 2, *a*, 2, *b*, 2, *c* și 2, *d*.

Interpretarea rezultatelor experimentale. Datele experimentale au fost interpretate prin studiul influenței temperaturii asupra vitezei procesului și prin metodele diferențială și integrală.

Pentru a pune în evidență influența temperaturii s-au construit diagramele $\lg \frac{1}{\tau} - 1/T°\ K$ reprezentate în figurile 3, *a*, 3, *b* și 3, *c*.

Analiza diagramelor din figurile 3, *a* 3, *b* și 3, *c* duce la următoarele concluzii : pentru întreg intervalul de temperatură în care s-au

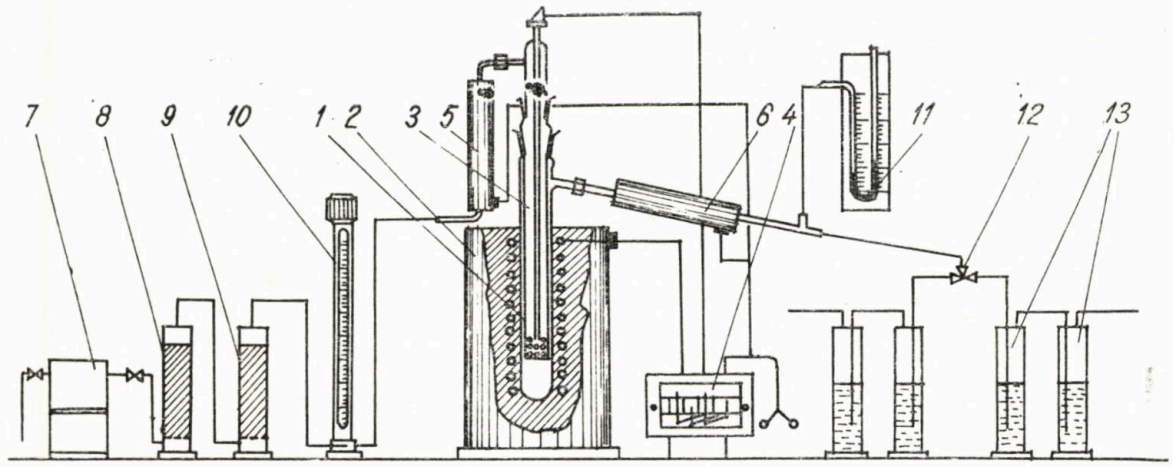


Fig. 1. Instalația experimentală pentru cercetarea macrocineticii procesului de prăjire oxidantă în „strat fix monogranular" : *1* — reactor cuarț ; *2* — cuptor electric tubular ; *3* — termocuplu ; *4* — milivoltmetru termoregulator ; *5* — preîncălzitor ; *6* — schimbător de căldură ; *7* — ventilator ; *8* — vas cu $CaCl_2$; *9* — vas cu var sodat ; *10* — rotametru ; *11* — manometru ; *12* — robinet cu trei căi ; *13* — vase de absorbție.

făcut determinările experimentale (600—860°C) și pentru toate gradele de transformare, dependența lg $\frac{1}{\tau}$ — 1/T°K este reprezentată prin drepte. Din pantele dreptelor s-au calculat valorile energiei aparente de activare, valori ce sînt conform indicațiilor din literatură [5], [6], [7], [8], [9] indică faptul că procesul determinant de viteză este un proces de transfer.

Faptul că energia aparentă de activare variază cu gradul de transformare duce la concluzia că

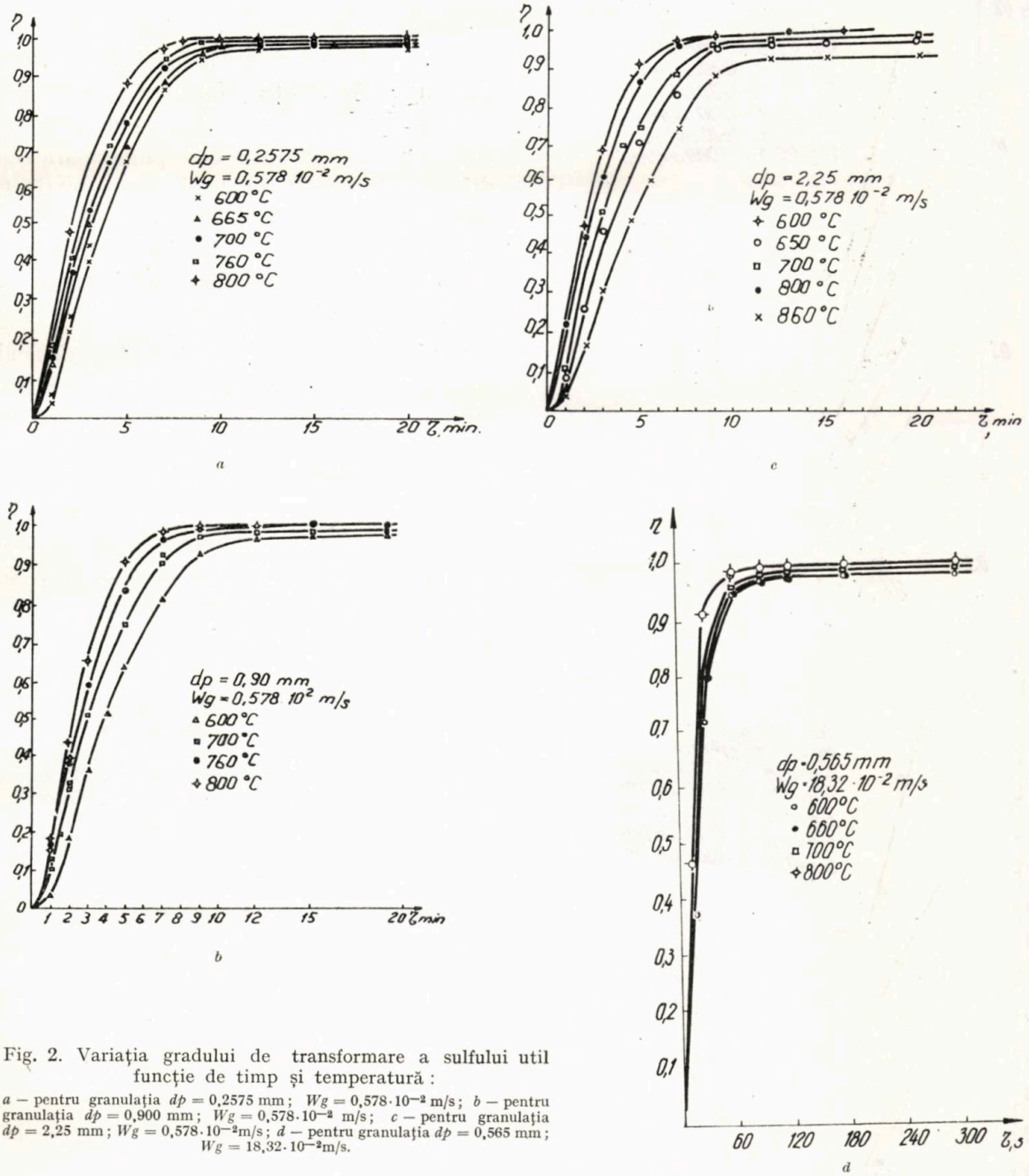


Fig. 2. Variația gradului de transformare a sulfului util funcție de timp și temperatură :

a — pentru granulația $dp = 0{,}2575$ mm ; $Wg = 0{,}578 \cdot 10^{-2}$ m/s ; *b* — pentru granulația $dp = 0{,}900$ mm ; $Wg = 0{,}578 \cdot 10^{-2}$ m/s ; *c* — pentru granulația $dp = 2{,}25$ mm ; $Wg = 0{,}578 \cdot 10^{-2}$m/s ; *d* — pentru granulația $dp = 0{,}565$ mm ; $Wg = 18{,}32 \cdot 10^{-2}$m/s.

independente de temperatură, dar sînt în funcție de gradul de transformare. Aceasta duce la o primă concluzie că, în intervalul de temperatură cercetat, temperatura nu influențează viteza procesului global, în măsura în care aceasta influențează viteza unui proces de transformare. Se observă, de asemenea, că toate valorile energiei aparente de activare sînt sub 10 000 cal/mol, ceea ce mecanismul procesului se schimbă în timp, respectiv funcție de gradul de transformare.

Pentru clarificarea mecanismelor procesului de prăjire a piritei rezultatele experimentale au fost interpretate și prin folosirea metodelor diferențială și integrală. În acest scop au fost folosite ecuațiile diferențiale și integrate ale modelelor matematice stabilite anterior.

Verificarea valabilității modelelor macrocinetice și matematice s-a făcut prin trasarea diagramelor corespunzătoare ecuațiilor diferențiale și integrate ale modelelor matematice. S-a verificat numai modelul *1*, întrucît s-a lucrat cu un exces mare de aer și practic $C^{g}_{O_2}$ = Constant în timpul desfășurării procesului. În figurile 4, *a* și 4, *b* sînt prezentate graficele corespunzătoare dependenței specifice metodei diferențiale pentru modelul macrocinetic transferul O_2 (SO_2) prin faza gazoasă [1], ec. (27).

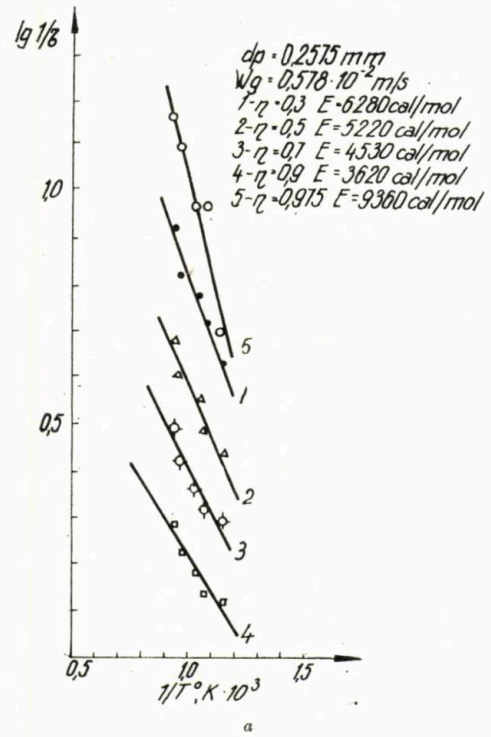
Analiza diagramelor din figurile 4, *a* și 4, *b* arată o bună verificare a modelului diferențial pentru grade de transformare $\eta = 0 \div 0{,}75$.

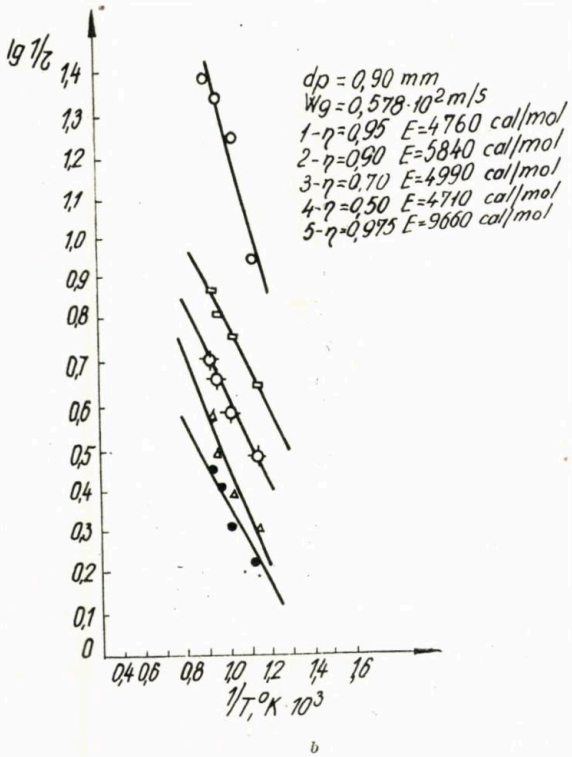
În figurile 5, *a*, 5, *b*, 5, *c* și 6, *a*, 6, *b*, 6, *c* sînt trasate diagramele corespunzătoare ecuației diferențiale pentru modelul macrocinetic transferul O_2 prin crusta de oxizi [1], ec. (40).

Analiza diagramelor din figurile 5 și 6 arată o bună verificare a modelului diferențial pentru grade de transformare $\eta > 0{,}7-0{,}8$.

Conform ecuației integrate (28), dependența specifică metodei integrale pentru modelul macrocinetic transferul O_2 prin faza gazoasă este $\eta = K\,\tau$, respectiv în diagrama $\eta - \tau$ datele cinetice experimentale trebuie să se plaseze pe drepte.

Analiza curbelor cinetice experimentale $\eta - \tau$ prezentate în figurile 2, *a*, 2, *b*, 2, *c* și 2, *d* arată o bună verificare a modelului integral pentru grade de transformare $\eta = 0{,}00 \div 0{,}80$.





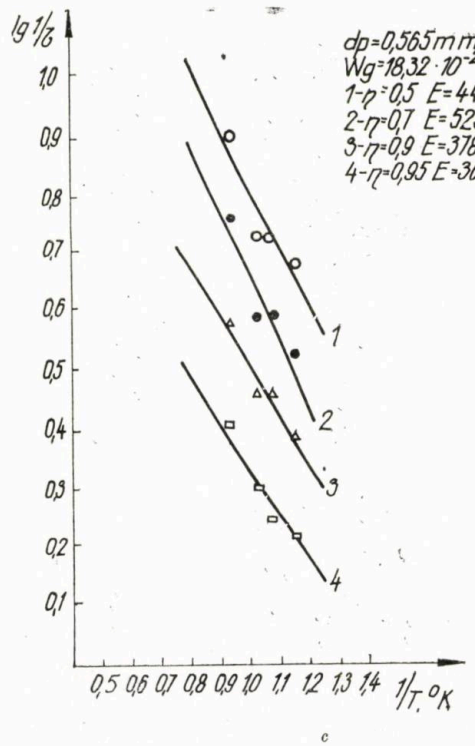
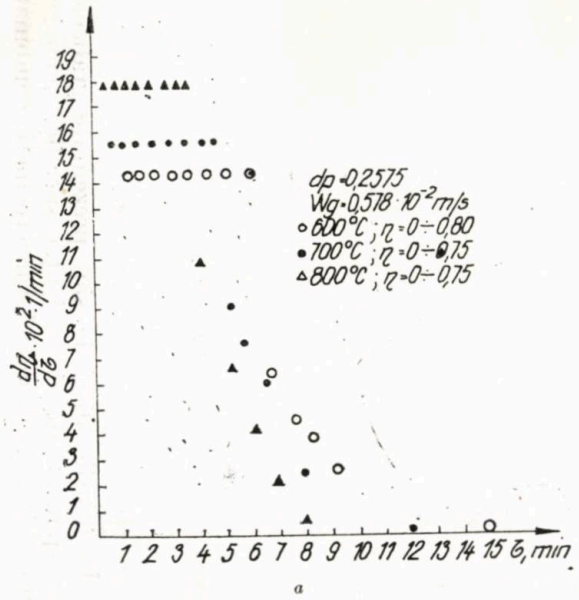
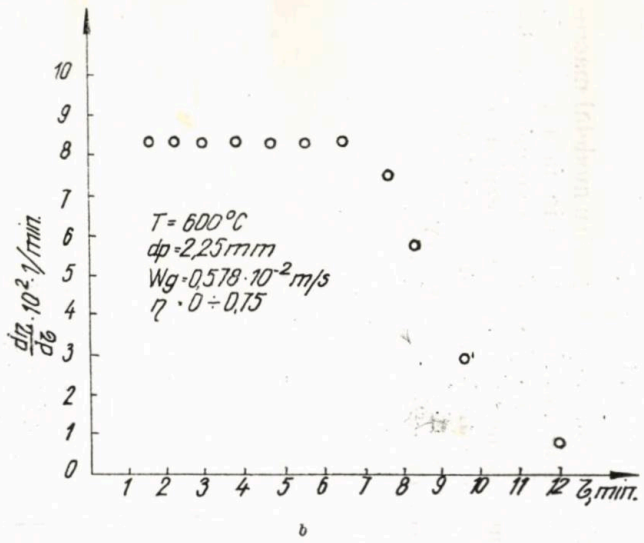


Fig. 3. Diagramele lg $1/\tau$ — $1/T°K$:

a — pentru granulația $dp = 0{,}2575$ mm; $Wg 0{,}578 \cdot 10^{-2}$ m/s; *b* — pentru granulația $dp = 0{,}900$ mm; $Wg = 578 \cdot 10^{-2}$ m/s; *c* — pentru granulația $dp = 0{,}565$ mm; $Wg = 18{,}32 \cdot 10^{-2}$ m/s.

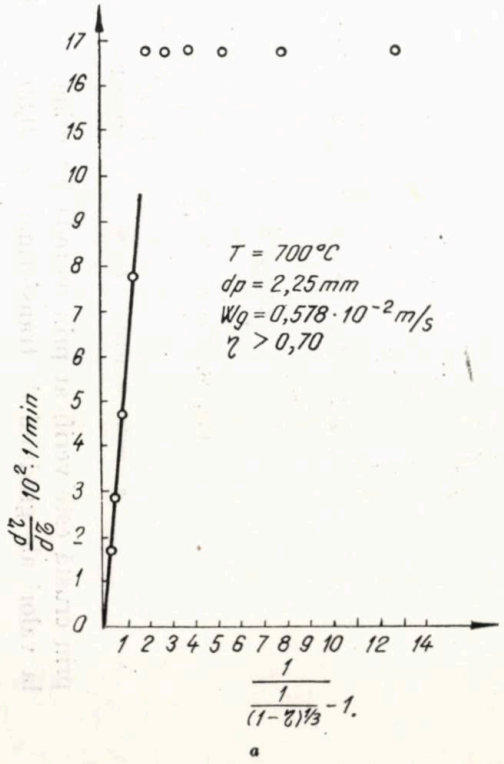


a

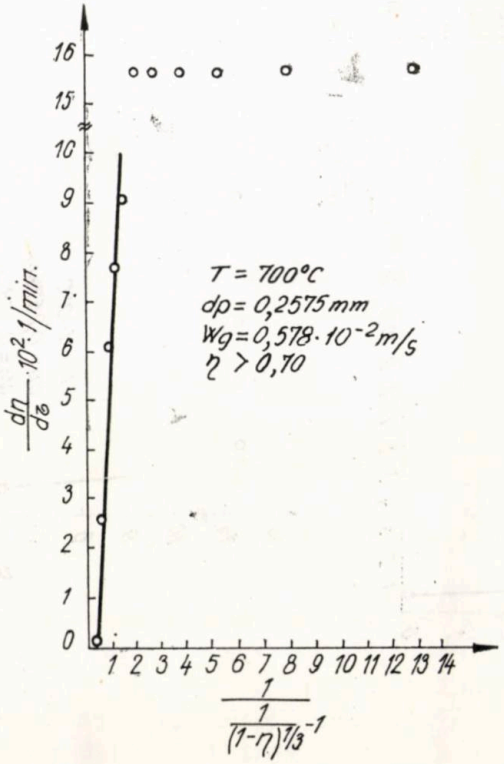


b

Fig. 4. Diagramele $\frac{d\eta}{d\tau} - \tau$ pentru viteza gazului $Wg = 0{,}578 \cdot 10^{-2}$ m/s :
a – pentru granulația dp=0,2575 mm ; *b* – pentru granulația dp=2,250 mm.

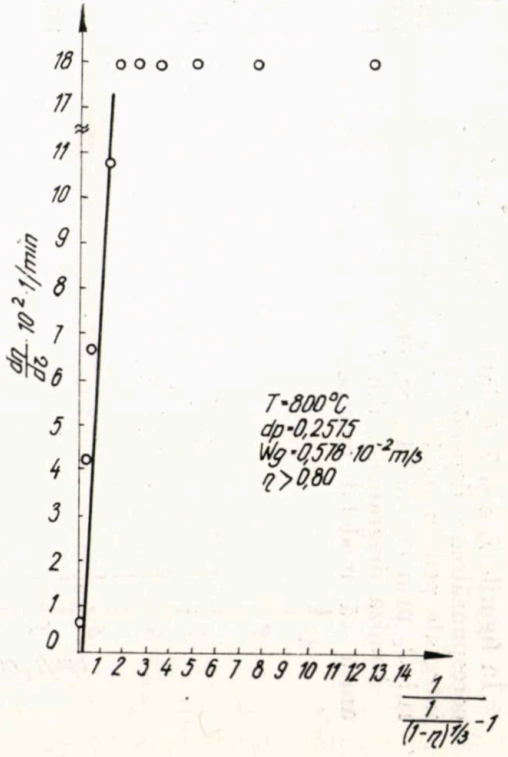


a



b

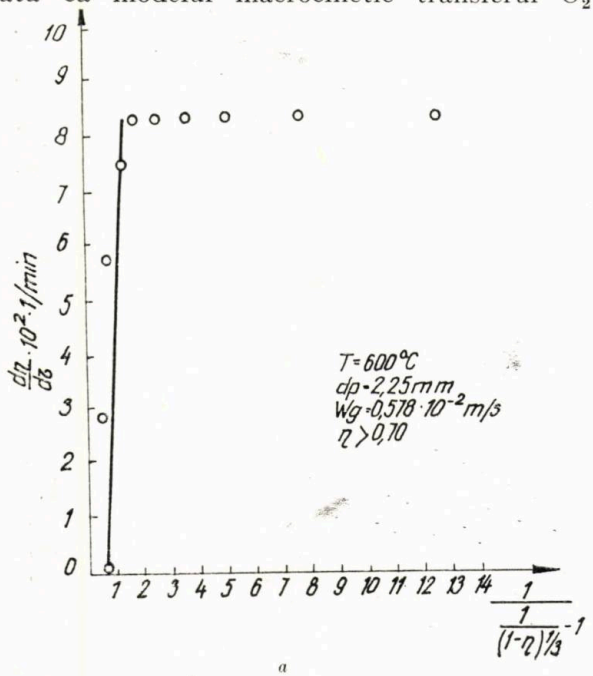
Fig. 5. Diagramele $\frac{d\eta}{d\tau} - \frac{1}{\frac{1}{(1-\eta)^{1/3}} - 1}$,
pentru granulația $dp = 0{,}2575$ mm :
a – pentru $T = 600°C$; *b* – pentru $T = 700°C$;
c – pentru $T = 800°C$.



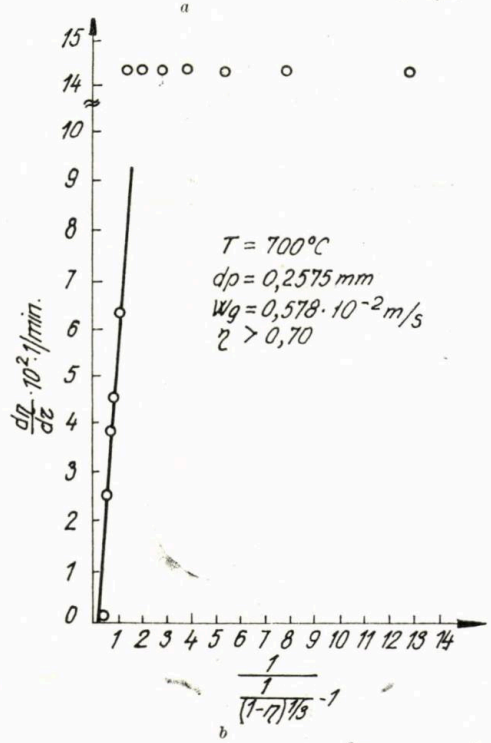
c

În figurile 7, *a* și 7, *b* sînt prezentate graficele corespunzătoare dependenței specifice metodei integrale pentru modelul macrocinetic transferul O_2 prin crustă [1], ec. (41).

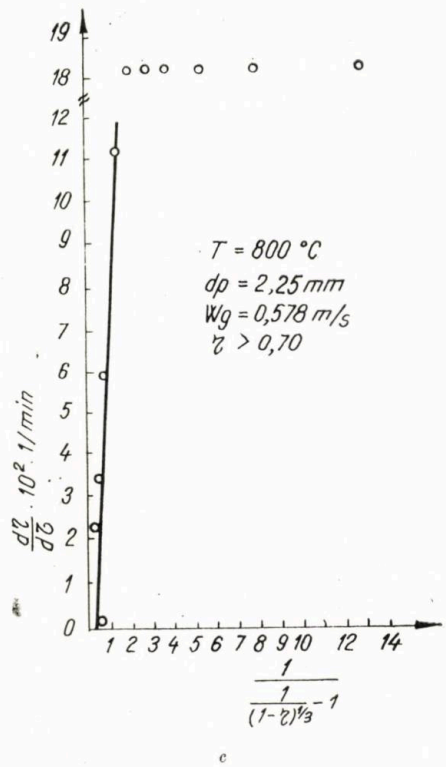
Analiza diagramelor din figurile 7, *a* și 7, *b* arată că modelul macrocinetic transferul O_2 prin crustă este verificat prin metoda integrală, la valori ale gradului de transformare $\eta > 0{,}80$.



a



b



c

Fig. 6. Diagramele $\frac{d\eta}{d\tau} - \frac{1}{\frac{1}{(1-\eta)^{1/3}} - 1}$, pentru granulația $dp = 2{,}25$ mm :

a — pentru temperatura $T = 600°C$; *b* — pentru temperatura $T = 700°C$; *c* — pentru temperatura $T = 800°C$.

În figurile 8 și 9 sînt prezentate graficele corespunzătoare dependenței specifice metodei integrale pentru modelul macrocinetic combinat transferul O_2 (SO_2) prin faza gazoasă — transferul O_2 (SO_2) prin crustă.

Analiza diagramelor din figurile 8 și 9 arată că modelul macrocinetic combinat transferul O_2(SO_2) prin faza gazoasă-transferul O_2 (SO_2) prin crustă nu este verificat. La viteze de circulație a fazei gazoase mari se observă că pînă la grade de transformare de $\eta = 0{,}90$ datele experimentale se plasează pe o dreaptă descrisă de ecuația :

$$\frac{12}{11} \frac{(C^g_{O_2})_m}{\rho^X_{FeS_2} R} \tau \frac{1}{K^g_{tr}} \eta = 0 \qquad (1)$$

Din (1) rezultă :

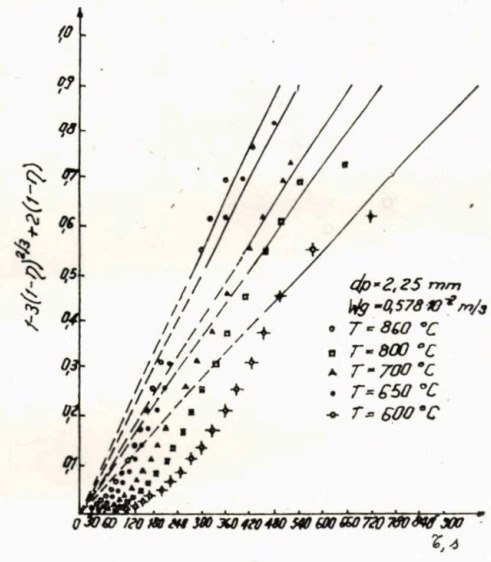
$$\eta = \frac{12}{11} \frac{(C^g_{O_2})_m K^g_{tr}}{\rho^X_{FeS_2} R} \tau \qquad (2)$$

respectiv ecuația integrată pentru modelul macrocinetic simplu transferul O_2 prin faza gazoasă. Deci și în diagrama dependenței specifice modelului macrocinetic combinat rezultă că pînă la grade de transformare de circa 0,80 — 0,90, viteza procesului de prăjire este determinată de transferul O_2 prin faza gazoasă.

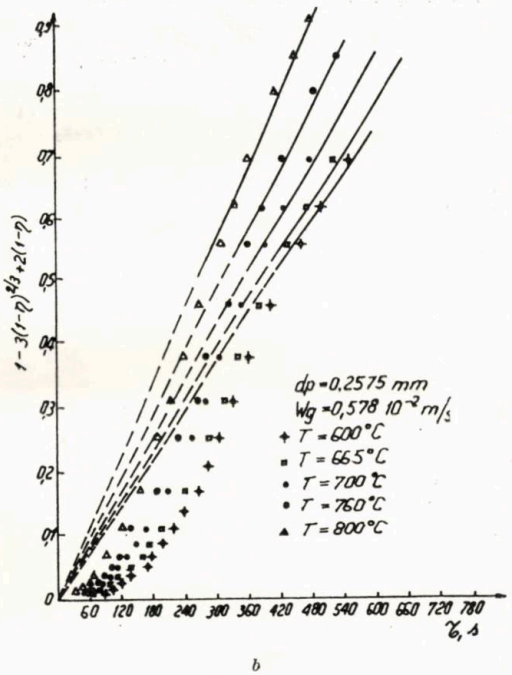
În figurile 10 și 11 sînt prezentate graficele corespunzătoare dependenței specifice metodei integrale, pentru modelul macrocinetic combinat

proces de transformare-transferul O_2 (SO_2) prin crustă.

Analiza diagramelor din figurile 10 și 11 arată că modelul macrocinetic combinat-proces



a



b

Fig. 7. Diagramele $1-3\ (1-\eta)^{2/3}+2\ (1-\eta)-\tau$, pentru viteza gazului $Wg = 0{,}578 \cdot 10^{-2}$ m/s:

a—pentru granulația dp=0,2575 mm; *b*—pentru granulația dp=2,250 mm.

de transformare-transferul O_2 (SO_2) prin crustă nu este verificat.

În figurile 12 și 13 sînt prezentate graficele corespunzătoare dependenței specifice metodei integrale pentru modelul macrocinetic combinat transferul O_2 (SO_2) prin faza gazoasă-proces de transformare.

Analiza diagramelor din figurile 12 și 13 arată că modelul macrocinetic combinat transferul O_2 (SO_2) prin faza gazoasă-proces de transformare nu este verificat.

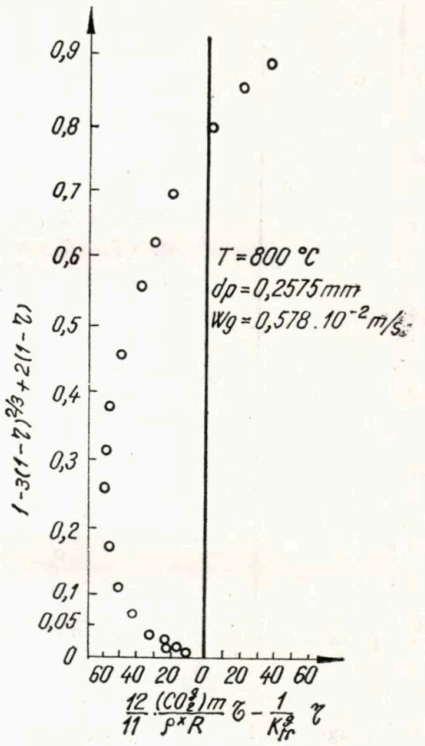


Fig. 8. Diagrama $1-3\ (1-\eta)^{2/3}+2\ (1-\eta)-\left[\frac{12}{11}\frac{(C^g_{O_2})_m}{\rho^X_{FeS_2}R}\tau-\frac{1}{K^g_{tr}}\eta\right]$ pentru granulația dp=0,2575 mm; $Wg = 0{,}578 \cdot 10^{-2}$ m/s; T = 800°C.

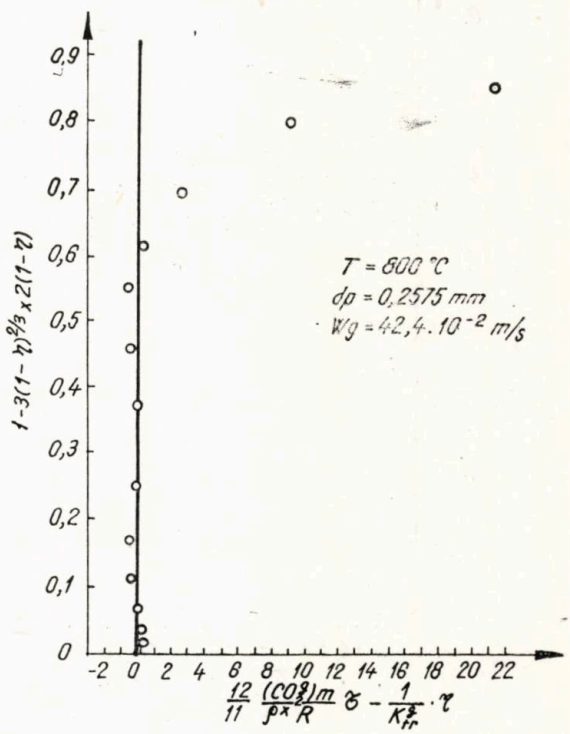


Fig. 9. Diagrama $1-3\ (1-\eta)^{2/3}+2\ (1-\eta)-\left[\frac{12}{11}\frac{(C^g_{O_2})_m}{\rho^X_{FeS_2}R}\tau-\frac{1}{K^g_{tr}}\eta\right]$ pentru granulația dp=0,565mm; T = 800°C; $Wg = 42{,}4 \cdot 10^{-2}$ m/s.

Cercetările în condițiile „stratului fix monogranular" arată că procesul de prăjire a piritelor este descris de două modele macrocinetice simple : la grade mici de transformare (η=0,00—0,80) viteza procesului este determinată de viteza procesului de transfer a O_2 prin faza gazoasă, iar la grade mari de transformare

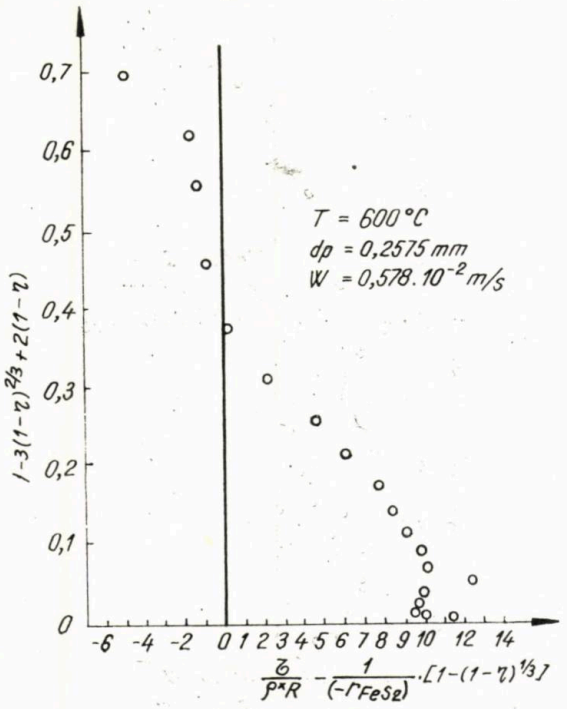


Fig. 10. Diagrama $1-3\,(1-\eta)^{2/3}+2\,(1-\eta)-\left\{\frac{\tau}{\rho^{X}_{FeS_2}\,R}-\frac{1}{(-r_{FeS_2})}\,[1-(1-\eta)^{1/3}]\right\}$ pentru granulația dp = 0,2575 mm ; T = 600°C ; $Wg = 0{,}578\cdot10^{-2}$ m/s.

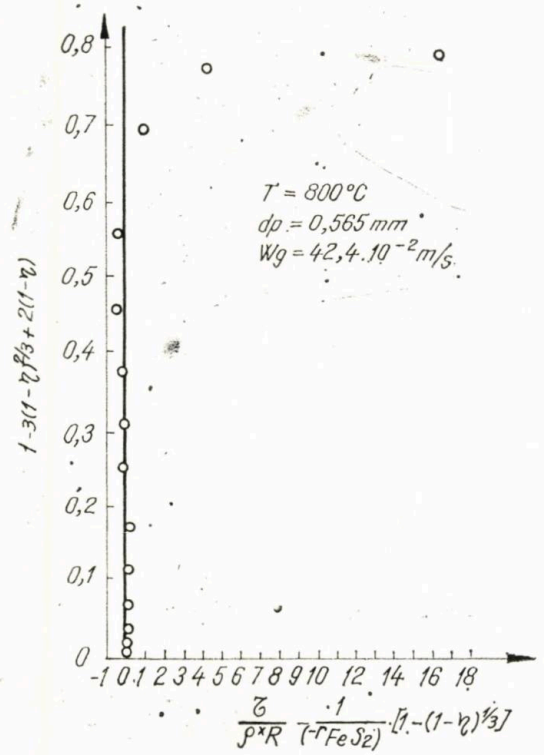


Fig. 11. Diagrama $1-3\,(1-\eta)^{2/3}+2\,(1-\eta)-\left\{\frac{\tau}{\rho^{X}_{FeS_2}\,R}-\frac{1}{(-r_{FeS_2})}\,[1-(1-\eta)^{1/3}]\right\}$ pentru granulația dp = 0,565 mm ; T = 800°C ; $Wg = 42{,}4\cdot10^{-2}$ m/s.

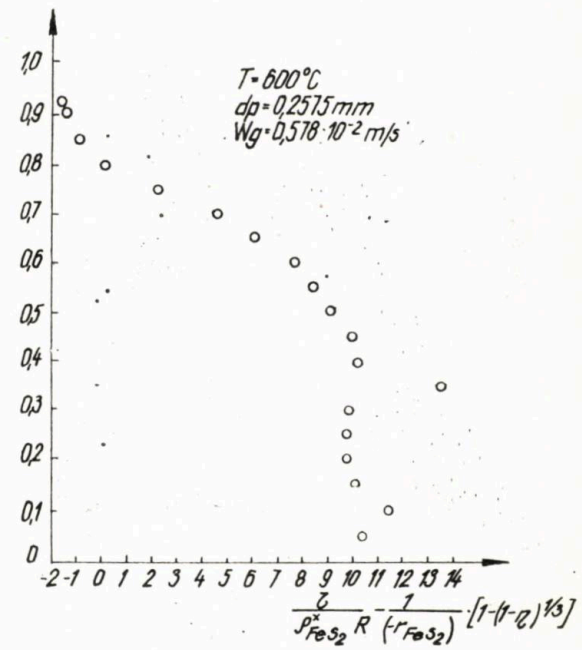


Fig. 12. Diagrama $\eta-\left\{\frac{\tau}{\rho^{X}_{FeS_2}\,R}-\frac{1}{(-r_{FeS_2}}\,[1-1-\eta)^{1/3}]\right\}$ pentru granulația dp = 0,2575 mm ; T = 600°C ; $Wg = 0{,}578\cdot10^{-2}$ m/s.

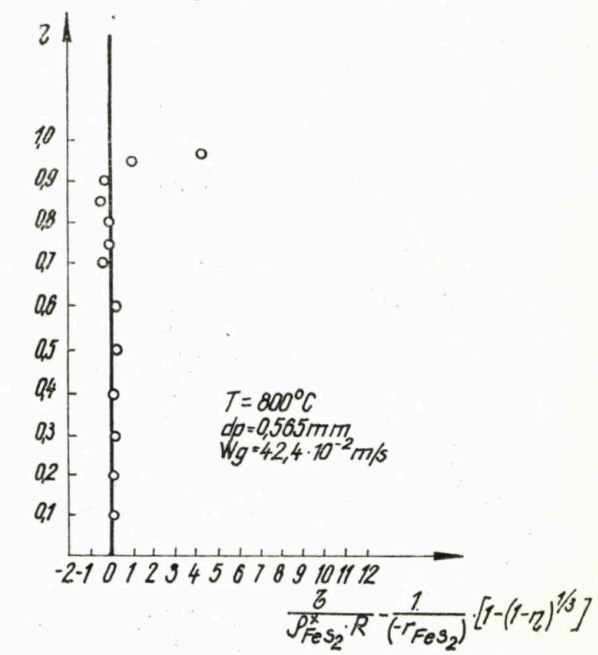


Fig. 13. Diagrama $\eta-\left\{\frac{\tau}{\rho^{X}_{FeS_2}\,R}-\frac{1}{(-r_{FeS_2})}\,[1-(1-\eta)^{1/3}]\right\}$ pentru granulația dp = 0,565 mm ; T =800°C ; $Wg = 42{,}4\cdot10^{-2}$ m/s.

($\eta > 0{,}80$) viteza procesului este determinată de viteza procesului de transfer a O_2 prin crusta de oxizi.

Folosind ecuațiile diferențiale și integrate ale celor două modele macrocinetice și reprezentările grafice din figurile 2, 4, 5, 6 și 7 s-au calculat mărimile: coeficientul de transfer a O_2 prin faza gazoasă (K^g_{tr}), coeficientul de transfer a O_2 prin crusta de oxizi ($D^X_{O_2}$), timpul de consum al granulei ($\tau°$), precum și ecuațiile cinetice ale procesului pentru cele două modele macrocinetice, prezentate în tabelele 1, 2, 3 și 4.

În tabele se precizează și intervalul η pentru care ecuațiile cinetice sînt valabile.

În lucrare se prezintă cercetările întreprinse în vederea stabilirii mecanismelor macrocinetice și a modelelor matematice ale procesului de prăjire oxidantă a piritelor. S-a cercetat experimental influența temperaturii asupra vitezei globale, în condiții care să permită descrierea matematică a procesului folosind modelul granulei cu miez nereacționat. În acest sens s-a conceput un reactor experimental în „strat fix monogranular".

Interpretarea rezultatelor experimentale obținute în condițiile „strat fix monogranular" prin cele două metode arată că procesul de prăjire oxidantă a piritelor se desfășoară în intervalul de temperatură cercetat după două modele macrocinetice: la grade mici de transformare ($\eta = 0{,}00 \div 0{,}80$) viteza procesului este determinată de viteza de transfer a O_2 prin faza gazoasă; la grade mari de transformare ($\eta > 0{,}80$) viteza procesului este determinată de viteza de transfer a O_2, prin crusta de oxizi.

Notații

$C^g_{O_2}$ este concentrația oxigenului în volumul fazei gazoase, mol/m³;
dp — diametrul particulelor, mm;
$D^X_{O_2}$ — coeficientul de transfer prin crusta de oxizi, m²/s;
K^g_{tr} — coeficientul de transfer prin faza gazoasă, m/s;
T — temperatura, °C;
Wg — viteza de circulație a fazei gazoase, m/s;
η — gradul de transformare a sulfului util;
τ — timpul de consum al granulei, s;
$\tau°$ — timpul maxim de consum al granulei, s.

Tabela 1

T°, C	Ecuația cinetică	$\tau°$, s	K^g_{tr}, m/s	Intervalul η
600	$\eta = 0{,}002385\ \tau$	418,5	$3{,}24 \cdot 10^{-3}$	$0 \div 0{,}80$
665	$\eta = 0{,}00242\ \tau$	413,5	$3{,}53 \cdot 10^{-3}$	$0 \div 0{,}75$
700	$\eta = 0{,}0026\ \tau$	348,5	$3{,}94 \cdot 10^{-3}$	$0 \div 0{,}75$
760	$\eta = 0{,}00286\ \tau$	350	$4{,}56 \cdot 10^{-3}$	$0 \div 0{,}75$
800	$\eta = 0{,}00299\ \tau$	334	$4{,}96 \cdot 10^{-3}$	$0 \div 0{,}75$

Tabela 2

T°, C	Ecuația cinetică	$\tau°$, s	K^g_{tr}, m/s	Intervalul η
600	$\eta = 0{,}00139\ \tau$	720	$16{,}42 \cdot 10^{-3}$	$0 \div 0{,}70$
700	$\eta = 0{,}002793\ \tau$	358	$36{,}8 \cdot 10^{-3}$	$0 \div 0{,}70$
800	$\eta = 0{,}003035\ \tau$	330	$43{,}6 \cdot 10^{-3}$	$0 \div 0{,}70$

Tabela 3

T°,C	Ecuația cinetică	$\tau°$, s	$D^X_{O_2}$, m²/s	Intervalul η
600	$1-3(1-\eta)^{2/3}+2(1-\eta) = 0{,}00123\ \tau$	814	$10{,}68 \cdot 10^{-8}$	$0{,}85 \div 0{,}95$
665	$1-3(1-\eta)^{2/3}+2(1-\eta) = 0{,}001292\ \tau$	744	$12{,}14 \cdot 10^{-8}$	$0{,}85 \div 0{,}975$
700	$1-3(1-\eta)^{2/3}+2(1-\eta) = 0{,}00142\ \tau$	704	$14{,}0 \cdot 10^{-8}$	$0{,}85 \div 0{,}975$
760	$1-3(1-\eta)^{2/3}+2(1-\eta) = 0{,}0016\ \tau$	624	$16{,}5 \cdot 10^{-8}$	$0{,}85 \div 0{,}975$
800	$1-3(1-\eta)^{2/3}+2(1-\eta) = 0{,}00187\ \tau$	535	$19{,}94 \cdot 10^{-8}$	$0{,}90 \div 0{,}99$

Tabela 4

T°,C	Ecuația cinetică	$\tau,°$ s	$D^X_{O_2}$, m²/s	Intervalul η
600	$1-3(1-\eta)^{2/3}+2(1-\eta) = 0{,}000916\ \tau$	1 091	$6{,}07 \cdot 10^{-6}$	$0{,}85 \div 0{,}925$
650	$1-3(1-\eta)^{2/3}+2(1-\eta) = 0{,}001232\ \tau$	811	$8{,}66 \cdot 10^{-6}$	$0{,}85 \div 0{,}96$
700	$1-3(1-\eta)^{2/3}+2(1-\eta) = 0{,}001362\ \tau$	734	$10{,}11 \cdot 10^{-6}$	$0{,}85 \div 0{,}96$
800	$1-3(1-\eta)^{2/3}+2(1-\eta) = 0{,}001682\ \tau$	514	$13{,}75 \cdot 10^{-6}$	$0{,}85 \div 0{,}975$
860	$1-3(1-\eta)^{2/3}+2(1-\eta) = 0{,}00186\ \tau$	538	$15{,}04 \cdot 10^{-6}$	$0{,}85 \div 0{,}98$

BIBLIOGRAFIE

[1] Calistru C. și Grigoriu I. *Modelarea procesului de prăjire a piritelor. Stabilirea metodelor macrocinetice și matematice.* Metalurgia nr. 7, 1974, p. 489—495.
[2] Grigoriu I. și Calistru C. Bul. Inst. politehnic din Iași, 1973. În curs de apariție.
[3] Yagi S. și Kunii D. Fifth International Symposium on Combustion Reinhold, New—York, 1955, p. 223.
[5] Malin K. M. Arkin N. L., Boreskov G. K., și Slinko G. M. *Tehnologia acidului sulfuric.* Editura tehnică, 1953.
[6] Kowalska E. Przemysl Chemiczny, 1954, nr. 10, 9, p. 474.
[7] Maleț A. M. Him. Prom., 1959, nr. 1, p. 54.
[8] Maleț A. M. Him. Prom., 1963, nr. 11, p. 830.
[9] Frank-Kameneșkii A. A *Difuzia i teploperedacia v himiceskoi kinetike.* Moscova, Izd. Nauka, 1967.

Unele particularități ale fabricării cilindrilor nemetalurgici

Ing. I. Marinică
Întreprinderea „Oțelul roșu"

CZ 62—434

Cilindrii nemetalurgici, cunoscuți și sub denumirea de cilindri cavi, au o largă arie de utilizare : la fabricarea cauciucului și maselor plastice, la fabricarea vopselelor și lacurilor, a hîrtiei etc.

Față de cilindrii pentru laminoare destinați metalurgiei feroase sau neferoase, cilindrii nemetalurgici comportă următoarele caracteristici :

— prezența golului interior, care străbate cilindrul longitudinal, în cele mai multe cazuri;

— prezența unor fusuri lungi, la rapoarte $\frac{L}{D}$ (lungime/diametru — tăblie) cu valori cuprinse între 5 și 10.

Fabricarea acestora solicită o dotare corespunzătoare atît cu utilaje de turnare, cît și cu gropi de turnare cu adîncimi mari și înălțime suficientă a halei, care să asigure ridicarea cîrligelor macaralei la circa 8—10 m. În plus, cilindrii cavi lucrează în condiții cu totul specifice : cantitatea de căldură creată în procesul de frecare determină necesitatea răcirii interioare a cilindrilor și aceasta avantajează tensiunile termice, care în anumite condiții pot provoca fisurări ale tăbliei. De aceea, nefiind posibilă o răcire exterioară a acestor cilindri urmează ca acest dezavantaj să fie compensat printr-o tenacitate înaltă a materialului cilindrilor, corelată cu o rezistență la uzură cît mai ridicată a tăbliei [1], [2].

Dificultățile sînt legate, pe de o parte, de realizarea unui miez cu rezistență suficientă în stare crudă, iar pe de altă parte, prezența miezului în zona tăbliei cu o grosime de perete de numai 75 mm frînează mult rotația fontei la umplerea formei. De aceea, în multe cazuri pot apărea incluziuni în tăblie, care fac cilindrul inutilizabil.

Se prezintă în continuare unele particularități ale turnării acestor cilindri.

Confecționarea formei se face în mod similar cu aceea pentru turnarea cilindrilor metalurgici. În forma fusului inferior se prevede marca miezului, care trebuie să fie perfect axială.

Miezul se realizează într-o cutie obișnuită, folosindu-se nisip de Aghireș spălat cu granulația (M 50) 04 și (M 50) 02 în proporție de 40, respectiv 60%, ceea ce asigură o bună permeabilitate la gaze. Ca liant se folosește uleiul de in în proporție de 3,0—3,5% din greutate. De asemenea se poate folosi cu succes plastolinolul, care este ulei de in modificat și se întărește accelerat prin adaos de perborat de sodiu.

Forma valțului rafinor din figura 2 este alcătuită din : *1* — șasiu inferior ; *2* — cochilă ; *3* — miez cu armătură ; *4*—sifon ; 5—șasiu superior ; *6*—pîlnie ; *7*—dispozitiv de centrare a miezului.

Miezul confecționat se vopsește cu un strat subțire de vopsea pe bază de grafit și se introduce la uscat timp de 6—8 h la 200°C.

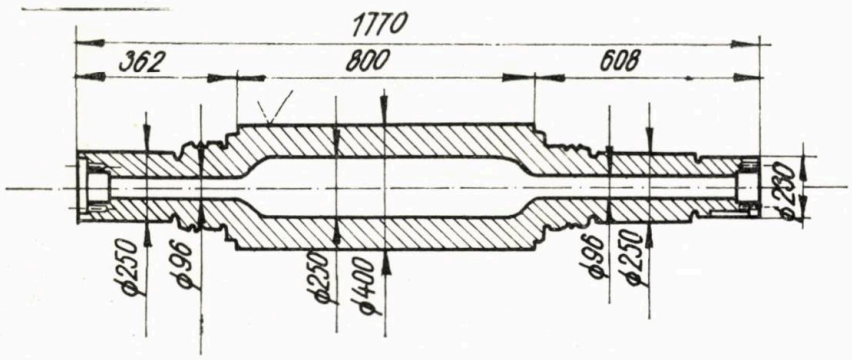


Fig. 1. Valțul rafinor pentru cauciuc—Jilava.

La întreprinderea „Oțelul roșu" s-a asimilat recent fabricarea valțului rafinor pentru Combinatul de articole tehnice din cauciuc — Jilava. Trebuie remarcat că acest tip de cilindru (fig.1) este dintre cele mai dificile din categoria cilindrilor cavi, datorită dimensiunilor sale mici, care implică confecționarea unui miez ca atare.

Centrarea miezului va fi urmărită atît în cochilă, cît și la nivelul maselotei, unde armătura miezului va fi centrată și fixată cu ajutorul dispozitivului *7* din figura 2. Asamblarea formelor se execută cu deosebită atenție, urmărindu-se realizarea unei centrări perfecte a miezului.

Formele de nisip se preîncălzesc la 130—150°C, iar cochila, la 100—120°C.

Elaborarea aliajului se face în cuptor cu flacără. Fonta destinată turnării cilindrilor cavi este aliată cu Ni, Cr și Mo și are următoarea compoziție chimică :

C = 3,0 — 3,3% ; Si = 0,6 — 1,0% ; Mn = = 0,4 — 0,5% ; P_{max} = 0,15% ; S_{max} = 0,05% ; Ni = 2,0 — 2,5% ; Cr = 0,5 — 0,6% ; Mo = 0,4 — 0,6%.

Compoziția chimică aleasă permite obținerea unei cruste dure indefinite [3], așa cum se poate observa în figura 3.

Separări microscopice de grafit sînt prezente în crusta dură avînd o dispoziție reticulară, interdendritică (fig. 3, *a*). Se consideră mai avantajoasă utilizarea acestui material față de crusta dură obișnuită, care este mai sensibilă la variațiile termice și predispusă fisurării.

Folosirea fontei cu grafit nodular este aici mai mult limitată decît la cilindri metalurgici, ca urmare a particularităților constructive ale formei, care vor favoriza și mai mult includerea „petelor negre" [4] în tăblia cilindrilor.

Turnarea fontei se face cînd aceasta a atins temperatura de 1 260—1 270°C. Viteza de turnare trebuie să fie suficient de mare ca să asigure

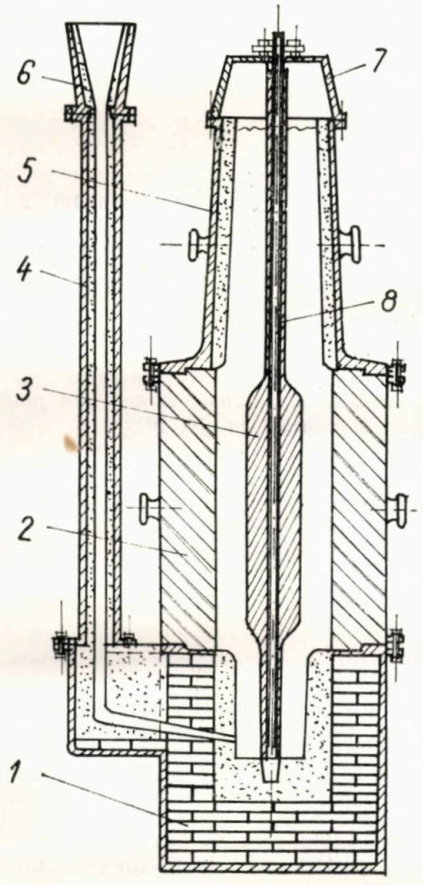
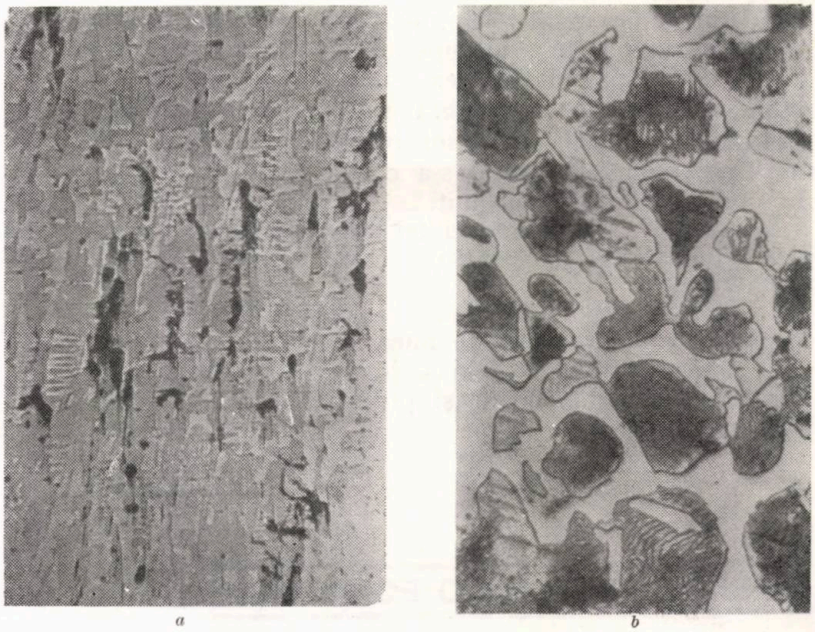
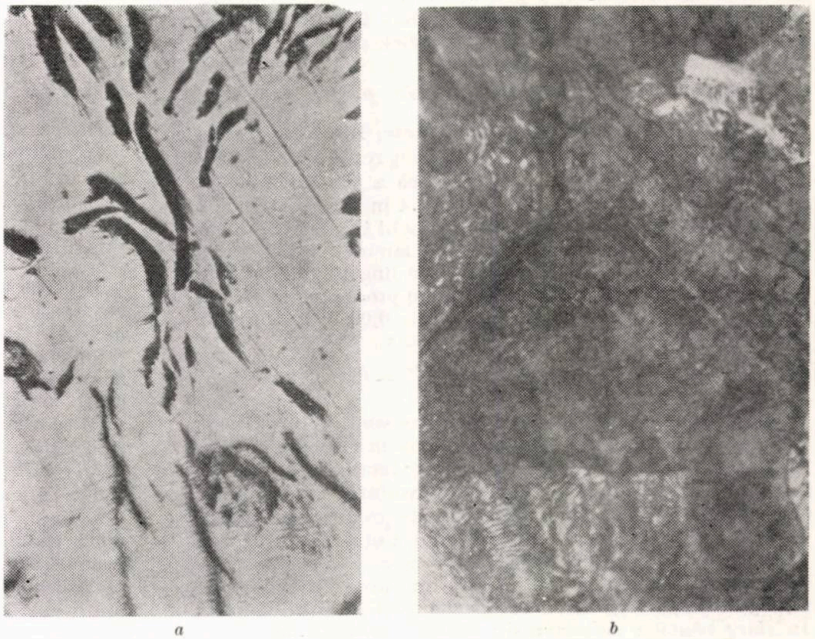


Fig. 2. Ansamblul formei pentru valț rafinor.



a *b*

Fig. 3.
a — crustă neatacată ×120 (grafit interdentritic) ;
b — crustă atac 2% nital × 500 (perlită + sorbită + cementită + grafit interdentritic).



a *b*

Fig. 4 :
a — fus neatacat × 120 (grafit lamelar) ;
b — fus atac 2% nital × 500 (perlită + grafit lamelar).

o rotație a aliajului în formă. Avîndu-se în vedere prezența miezului, care frînează puternic rotația, secțiunea alimentatorului se majorează cu 20—30% față de aceea a cilindrilor plini, pentru aceleași dimensiuni ale formelor.

Ca urmare a arderii liantului la turnare se dezvoltă o mare cantitate de gaze, care vor fi imediat aprinse la capătul superior al armăturii miezului, deasupra maselotei.

Dezbaterea se face după circa 40 h de la turnare, cînd cilindrul a ajuns la răcire (40—50°C). Dezbaterea miezului apare ca o operație în plus față de cilindrii obișnuiți. În anumite situații dezbaterea acestuia este mult îngreuiată și uneori imposibilă. Ultimul caz este determinat de spălarea rotativă a miezului de către fonta lichidă în timpul umplerii formei. Prin pătrunderea fontei lichide în armătura miezului și prin sudarea acesteia, dezbaterea miezului devine imposibilă. Pentru a se evita această situație porțiunea de miez din fusul inferior, expusă atacului eroziv al jetului, s-a confecționat din amestec de formare obișnuit.

În rezumat la fabricarea cilindrilor nemetalurgici (cilindri cavi și calandri) trebuie rezolvate următoarele :

— confecționarea formelor din amestec de formare cu compresibilitate bună ;

— confecționarea miezului cu dezbatere ușoară dar suficient de rezistent și protejat în zona canalului de atac ;

— executarea unei centrări cît mai exacte a miezului în ansamblul formelor ;

— turnarea cu viteză mare pentru a imprima o bună rotație a aliajului în formă, în vederea evitării incluziunilor în tăblia cilindrilor ;

— alegerea unui aliaj care să permită obținerea unor durități mari în tăblie (480—500 HB), corelată cu condiția unei bune prelucrabilități în fusuri, avînd în vedere operațiile ulterioare de strungire, rabotare găurire și filetare ;

— executarea cu multă grijă, a tuturor operațiilor prevăzute în tehnologie ;

— tendința mai mare de formare de crăpături la cald, față de cilindrii metalurgici.

Asimilarea turnării cilindrilor nemetalurgici va permite economisirea de importante fonduri valutare, prin renunțarea de importuri pentru acești cilindri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Goebel H. *Formen von Hartguss und Walzenguss.* Handbuch der Giesserei Technik, Springer, Bd. 2/1, 1970. p. 639—686.

[2] Goebel H. *Hartguss und Walzenguss.* Handbuch der Giesserei Technik, Springer, Bd. 1/II, p. 189—340 1960.

[3] Rohring W. „Legiertes Gusseisen", Giesserei Verlag, Bd. I., 1970.

[4] Marinică I. *Considerații privind eliminarea „petelor negre" din cilindrii de laminor, turnați din fontă cu grafit nodular.* Metalurgia, nr. 10, 1971.

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

Al treilea furnal de la Heluan. În Egipt, la Combinatul siderurgic de la Heluan, a fost dat în exploatare al treilea furnal de 1 033 m³, care va putea produce 2 000 t fontă zilnic. Producția de la Heluan se va ridica de la 300 mii la 1 500 mii t anual.

(L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 4, 1974, p. 38)

Potențialul metalurgic al R. P. Chineze. Din datele băncii „First National City Bank" din Hongkong rezultă că în perioada 1969—1972 producția metalurgică a Chinei Populare a fost următoarea : oțel brut — 13 mil. t în 1969 și 23 mil. t în 1972 ; producția de fontă brută a crescut în această perioadă de la 15 la 24 mil. t ; la oțel laminat producția a crescut de la 10 la 15 mil. t ; la oțel în lingouri producția a crescut de la 12 la 19 mil. t ; la aluminiu producția s-a ridicat de la 0,11 la 0,17 mil. t ; la zinc, de la 0,09 la 0,10 mil. t ; minereu de cupru, de la 0,1 la 0,11 mil. t.

(Magazyn Hutniczy, Polonia, nr. 3, 1974, p. 4)

Siderurgia în Bosnia. Combinatul metalurgic din Bosnia (RMK) este cea mai mare uniune siderurgică din Iugoslavia. În acest an combinatul își va dubla producția, fapt legat de încheierea celei de-a doua etape de dezvoltare. Vor fi extrase 6,2 mil. t minereu de fier, producția de produse siderurgice va fi de : 1,8 mil. t fontă brută, 2,3 mil. t oțel brut, 1,6 mil. t produse laminate. Atingerea acestor capacități de producție necesită investirea a 500 mil. dinari, din care 85% sînt destinate utilajelor, dotării cu echipamente și mașini moderne. În afara băncilor iugoslave și a firmelor occindetale, principalul creditor al dezvoltării siderurgiei iugoslave este Uniunea Sovietică.

Marile planuri de dezvoltare iugoslave a combinatului bosniac sînt bazate pe bogatele zăcăminte de minereu de fier din Bosnia, estimate la peste 300 mil. t minereu.

În prezent se modernizează și se extind minele existente și este planificată construirea de noi mine, în special pe baza documentației tehnice sovietice.

În componența combinatului intră 15 întreprinderi, dintre care trei mine de fier, o oțelărie, patru laminoare și o fabrică de mașini agricole. Personalul combinatului se ridică în prezent la 25 mii.

(Magazyn Hutniczy, Polonia, nr. 4, 1974, p. 4)

Minereu de fier din Carelia. Finlanda a semnat cu Uniunea Sovietică o convenție prvind exploatarea în comun a zăcămintelor de minereu de fier din Carelia, unde cu ajutorul și colaborarea Uniunii Sovietice va fi construit un combinat minier-metalurgic, reprezentînd o investiție de 2—3 mil. mărci finlandeze (1 marcă = 0,224 dol. S.U.A.).

Combinatul va fi construit în apropierea frontierei sovieto-finlandeze, iar terminarea lui este prevăzută pentru perioada 1977—1978. Prima fază de realizare prevede construirea căilor rutiere, ferate, localizarea minei și a instalației de peletizare, precum și construirea de locuințe. Capacitatea lui de producție va fi de 8,3 mil. t/an pelete și va fi atinsă în anul 1982. Peletele de la noul combinat vor fi livrate uzinei Oy Raahe de la Rantaruuki, care va fi construită tot cu ajutorul tehnic U.R.S.S.

(Magazyn Hutniczy, Polonia, 1974, p. 4)

Ing. Ov. Hătărăscu, ing. A. Alexandrescu,
ing. Paulina Rozolimo și ing. L. Dian
Institutul de cercetări metalurgice — București

Producerea buretelui de fier cu ajutorul energiei nucleare

CZ 669.181.48 : 621.039

Din analiza tuturor posibilităților de utilizare a energiei nucleare în siderurgie a rezultat că reducerea directă a minereurilor de fier reprezintă cea mai rațională soluție [1], [2], [3].

O caracteristică generală poate fi considerată aceea că aproape toate procesele de reducere directă concepute pe folosirea energiei nucleare se bazează pe agenți reducători gazoși (CO, H_2 sau CO și H_2), obținuți fie prin conversia hidrocarburilor gazoase, fie prin gazeificarea combustibililor solizi sau lichizi.

Din punct de vedere al agregatului pentru reducere a fost preferat cuptorul cu pat fluidizat, dar trebuie luată în considerare și posibilitatea utilizării cuptorului de reducere cu cuvă. Nu se întrevede nimic în ceea ce privește cuptorul rotativ de reducere și utilizarea directă a agenților reducători solizi; s-ar părea că o serie de procedee ca: SL/RN, ELKEM, Freeman ș.a. nu ar avea nici o perspectivă privind utilizarea energiei nucleare în procesul de reducere directă.

Ceea ce este mai important pentru procedeele de reducere directă în pat fluidizat constă în faptul că atît căldura necesară reacțiilor pentru obținerea gazului reducător, cît și pentru efectuarea reducerii oxizilor de fier poate fi furnizată n întregime de fluidul de răcire al reactorului nuclear. În ceea ce privește compoziția gazului reducător se preferă hidrogenul.

Direcțiile în care poate fi urmărită sau analizată utilizarea energiei nucleare la reducerea directă sînt următoarele:

— producerea buretelui de fier cu gaze obținute din conversia hidrocarburilor gazoase;

— reducerea buretelui de fier cu ajutorul combustibililor solizi sau lichizi.

Este binecunosct că metalul împreună cu vaporii de apă, în prezența catalizatorilor cu nichel și la o temperatură între 650 și 800°C, reacționează producînd un amestec de gaz bogat în hidrogen, conform relației:

$$CH_4 + H_2O \rightarrow CO + 3H_2 \quad \Delta H = 49{,}27 \text{ kcal/mol}$$

Se observă că reacția de conversie a metanului cu vapori de apă are loc cu un consum mare de căldură. Amestecul de gaz obținut conține: 75% H_2; 18% CO; 5% CO_2 și 3% CH_4 și poate fi utilizat cu această compoziție în procesul de reducere în care scop este preîncălzit pînă la temperatura la care are loc, în mod convenabil, reducerea oxizilor de fier.

Temperatura de preîncălzire a gazului reducător variază în funcție de procedeul de reducere adoptat. La reducerea în cuptor cu cuvă, unde se prelucrează minereuri în bucăți sau sub formă de pelete, se poate utiliza un amestec de CO și H_2, preîncălzit la temperatura de 900—1 000°C. Pentru reducerea în pat fluidizat temperatura gazului reducător la intrare trebuie s fie de circa 750°C. O temperatură mai mare est chiar dăunătoare pentru menținerea în stare fluidă a particulelor reduse, crescînd pericolue de lipire a acestora. Pentru ca reducerea să se facă cu o viteză suficient de mare se lucrează de obicei cu hidrogen la presiune de peste 25 at. În ceea ce privește căldura furnizată de reactorul nuclear, aceasta este utilizată numai pentru producerea hidrogenului din conversia metanului cu vapori de apă. Preîncălzirea agentului reducător, înainte de intrarea lui în cuptorul de reducere se face cu o parte din gazele ce au fost evacuate și care au participat la procesul de reducere. Cealaltă parte din gazul evacuat din cuptorul de reducere, după epurarea lui de praf și eliminarea bioxidului de carbon, se introduce din nou în proces, completîndu-se cu hidrogen proaspăt cantitatea de gaz necesară reducerii. Fluxul tehnologic general de gaze, minereu și heliu, pentru o instalație de reducere cu gaz metan, bazată pe utilizarea căldurii obținute la o centrală atomică, este prezentat în figura 1.

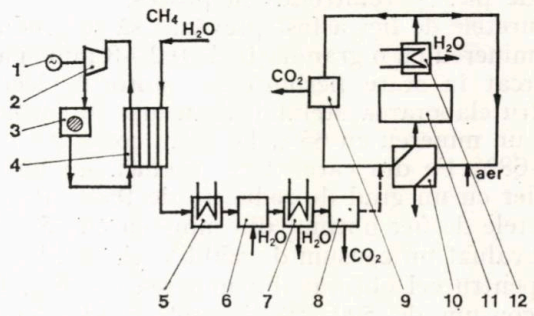


Fig. 1. Schema circuitelor de gaz, heliu și minereu la reducerea directă cu ajutorul gazului metan:
1 — generator de curent; *2* — turbină; *3* — reactor nuclear; *4* — reactor de conversie; *5* — schimbător de căldură; *6* — conversie CO—CO_2; *7* — schimbător de căldură; *8, 9* — epurare CO_2; *10* — preîncălzitoare; *11* — cuptor de reducere; *12* — schimbător de căldură.

Utilizarea căldurii nucleare în procesul de reducere directă reprezintă și obiectul unei propuneri făcute de Centro Sperimentale Metallurgico din Roma. Conform schemei de princi-

piu a procedeului de reducere stabilit de C.S.M., prezentat în figura 2, gazul metan, după desulfurare, se amestecă cu vapori de apă în raport de 1/6, intrînd în reactorul de conversie unde căl-

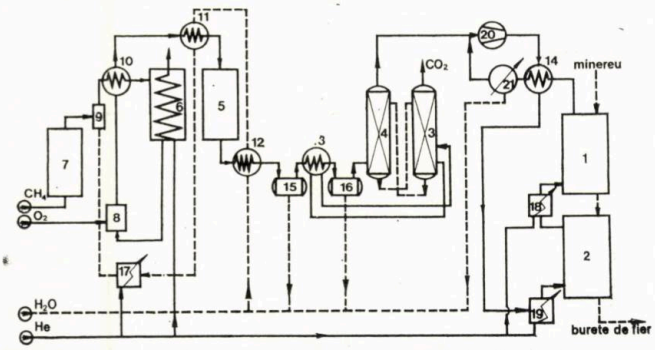


Fig. 2. Schema de principiu a procedeului de reducere directă stabilit de Centro Sperimentale Metallurgico (C.S.M.) : *1, 2* — reactoare de reducere în strat fluidizat ; *3, 4* — recipiente pentru eliminarea CO_2 ; *5* — reactor de conversie a CO în CO_2 ; *6* — reactor de conversie a CH_4 cu abur (încălzire cu heliu) ; *7* — reactor de desulfurare ; 8 — reactor de postardere cu O_2 ; *9* — vas de amestec CH_4 cu abur ; 10 — 14 — schimbătoare de căldură ; 15—16—răcitoare ; 20 — suflantă ; 21 — vas de condens.

dura necesară reacțiilor puternic endoterme este dată de heliu. Avînd temperatura de 810°C la ieșirea din reactorul de conversie se procedează la o combustie parțială cu oxigen, în scopul oxidării metanului rezidual, după care se face conversia monoxidului la bioxid de carbon. Bioxidul de carbon se elimină prin comprimare, astfel ca hidrogenul rezultat să conțină cît mai puține impurități ($CH_4 \leqslant 1\%$; $CO \leqslant 0{,}4\%$ și $CO_2 \leqslant 0{,}3\%$). Hidrogenul se amestecă cu gazul, trecut prin cuptorul de reducere și preîncălzit la 700°C, într-un schimbător de căldură, folosind căldura adusă de heliu de la reactor și intră în primul cuptor de reducere în strat fluidizat. După ieșirea din acest cuptor gazul este preîncălzit într-un nou schimbător de căldură și introdus în cel de al doilea cuptor pentru fluidizare de unde apoi este răcit pentru eliminarea apei, epurat de praf și reintrodus în proces.

Buretele de fier a fost prevăzut să se producă din minereu cu o granulație de 0,2—3 mm și a fi încărcat în stare fierbinte în cuptorul electric pentru elaborarea oțelului. S-au luat în considerare un minereu cu 65% Fe și un concentrat cu 67—68% Fe din care să se producă un burete de fier cu un grad de reducere de 95%. Pentru buretele de fier obținut din minereu cu 65% Fe s-a evaluat un consum de 550 kWh/t oțel lichid, iar pentru cel obținut din minereu cu 68% Fe, un consum de 500 kWh/t oțel lichid. Pentru producerea buretelui de fier s-a prevăzut o cantitate de hidrogen proaspăt de 660 Nm^3/t Fe și o cantitate de 1,320 Gcal/t Fe, furnizată de reactorul nuclear, din care circa 55% pentru producerea hidrogenului și 45% pentru preîncălzirea hidrogenului.

S-au făcut calcule pentru cheltuielile totale de investiții și de preț de cost necesare la producerea a circa 3 mil. t oțel/an în varianta elaborării oțelului în cuptoare electrice cu arc, folosind burete de fier în încărcătură, pe baza căldurii furnizate de o centrală atomică integrată [4], [5]. Calculele au fost comparate cu varianta furnal-convertizor L.D. (tabelele 1 și 2).

Tabela 1

Eneregie nucleară	mil. dolari	Furnal-oțelărie L. D.	Mil. dolari
Prepararea minereurilor (concasare, ciuruire, sortare)	27	Prepararea minereurilor (aglomerare)	44
Regenerare cu abur	30	Elaborarea fontei în furnal	66
Reducerea în pat fluidizat	57		
Instalație cu producție de 3 mil. t/an burete de fier	114	Instalație cu producție de 2,9 mil. t/an fontă lichidă	110
Cuptoare electrice cu arc	52	Convertizoare L.D.	59
Total	166	Total	169

Din aceste tabele rezultă că atît la investiția necesară, cît și la prețul de cost al oțelului produs este posibilă obținerea unor avantaje prin utilizarea unei centrale atomice integrate de temperatură înaltă, în varianta reducere directă-cuptor electric față de varianta furnal-convertizor L.D.

Pentru folosirea combustibililor solizi sau lichizi, în procesul de reducere, majoritatea procedeelor propuse urmăresc gazeificarea acestora și apoi gazele rezultate după preîncălzire prealabilă să fie introduse în agregatul de reducere [6], [7].

Un procedeu, așa-zis ideal, conceput de un grup de cercetători, făcînd parte din Școala tehnică superioară din Aachen, este prezentat în figura 3. Este vorba de un procedeu unde reducerea se face în două faze. În prima fază minereul de fier este preredus în proporție de 48%, iar în faza a doua are loc reducerea finală. Cele două agregate, în care se realizează fazele de reducere, sînt alimentate cu un gaz format numai din CO, utilizat în proporție de 72% în faza finală de reducere, la 900—1 000°C. După reducere, gazul care iese din faza de reducere finală și care conține circa 30% CO_2 este trecut printr-un cuptor ce conține carbon în stare solidă. În prezența carbonului și la o temperatură de 900—1 200°C, CO_2 se transformă în CO și se reintroduce în circuit. Încălzirea cuptorului pentru regenerarea gazului uzat din faza a II-a de reducere se face cu ajutorul heliului ce răcește un reactor nuclear de temperatură înaltă.

Un alt proiect interesant pentru reducerea directă a minereurilor de fier prevede utilizarea plumbului lichid drept agent pentru încălzire [8]. Acesta preia căldura de la fluidul de răcire

Tabela 2

Energie nucleară	U.M.	Preț unitar	Cantitate	dol.t	Furnal — oțelărie L. D.	U. M.	Preț unitar	Cantitate	dol.t
CHELTUIELI TOTALE PENTRU ÎNCĂRCĂTURĂ					CHELTUIELI TOTALE PENTRU ÎNCĂRCĂTURĂ				
Burete de fier	t Fe	17,24	0,850	14,650	Fontă lichidă	t	17,26	0,800	13,800
Fier vechi	t	35,00	0,200	7,000	Fier vechi	t	35,00	0,300	10,500
Calcar, adaosuri, aliaje				4,300	Calcar, adaosuri, aliaj				2,900
TOTAL				25,950	TOTAL				27,200
CHELTUIELI TOTALE PENTRU ENERGIE					CHELTUIELI TOTALE PENTRU ENERGIE				
Burete de fier	t Fe	5,470	0,850	4,650	Fontă lichidă	t	17,520	0,800	14,000
Energie electrică	kWh/t	0,005	550	2,750	Energie electrică	kWh/t	0,005	—	—
TOTAL				7,400	TOTAL				14,000
CHELTUIELI TOTALE DE ELABORARE					CHELTUIELI TOTALE DE ELABORARE				
Burete de fier	t	9,59	0,850	8,150	Fontă lichidă	t	10,88	0,800	8,705
Oxigen	Nm^3	0,013	6	0,080	Oxigen	Nm^3	0,013	55	0,715
Materiale refractare				2,000	Materiale refractare				0,700
Electrozi	kg	0,600	5	3,000	Apă, aburi, subst. chim. manipul. materialelor				1,600
Apă, aburi. subs. chim. manip. materialelor				1,600	Manoperă	h	4,250	0,106	0,450
Manoperă	h	4,250	0,235	1,000	Întreținere				0,825
Întreținere				0,725	Amortisment				2,475
Amortisment				2,175					
TOTAL				18,730	TOTAL				15,760
TOTAL GENERAL				52,080	TOTAL GENERAL :				56,670

al reactorului nuclear și o cedează amestecului de minereu și cărbune. Reducerea propriu-zisă are loc pe baza CO, rezultat în urma reacției Boudouard.

Instalația este concepută a fi alcătuită din șase unități (cinci în funcțiune și una de rezervă), o unitate avînd o capacitate de 2 000 t fier/zi

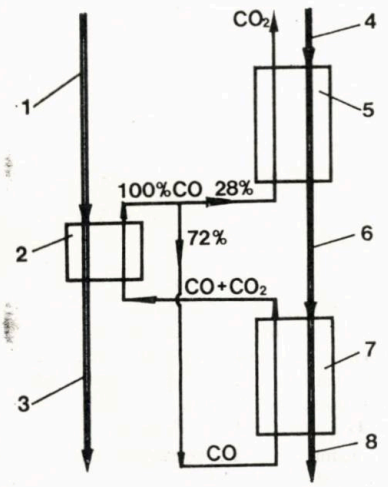


Fig. 3. Schema procedeului ideal de reducere cu carbon : *1* — cocs ; 2 — regenerator de gaz ; *3* — cenușă ; *4* — minereu (Fe_2O_3) ; *5* — cuptor de prereducere ; *6* — minereu preredus (grad de reducere 48%) ; *7* — cuptor de reducere finală ; *8* — burete de fier (grad de reducere 96%).

și un volum util de 715 m^3. Fiecare unitate constă din două cuve paralele pentru reducere care se unesc într-o cuvă centrală și care are rolul de a asigura prereducerea încărcăturii. În bolta cuvelor de reducere finală se găsesc dispozitivele de alimentare și distribuție ale plumbului, care au o temperatură de 1 150°C. Plumbul este repartizat în șuvoaie fine ce coboară prin încărcătură, fiind colectat la partea inferioară, sub dispozitivele de extracție ale buretelui de fier. Materialul evacuat din cuva de reducere este format din burete de fier, cu un grad de reducere de 95%, exces de cărbune și cenușă. Separarea acestor materiale se face pe cale magnetică și prin ciuruire la cald. Buretele fierbinte obținut este transportat la trei cuptoare electrice (două în exploatare și unul în repaus) așa cum se arată în figura 4.

Plumbul a fost ales ca agent purtător de căldură deoarece nu reacționează nici cu carbon, nici cu fier care, la rîndul lor, nu sînt solubile în plumb. În plus plumbul poate lega unele impurități de agentul reducător și minereu și este un bun catalizator pentru reacția Boudouard.

Estimînd investițiile la un combinat siderurgic nuclear, precum și prețul de cost per unitatea de produs (tonă de oțel), studiul CECA ajunge la concluzia că acestea sînt mai reduse în raport

cu cele care se fac pentru un combinat siderurgic clasic.

Dacă din punct de vedere teoretic, la utilizarea energiei nucleare în procesele de reducere

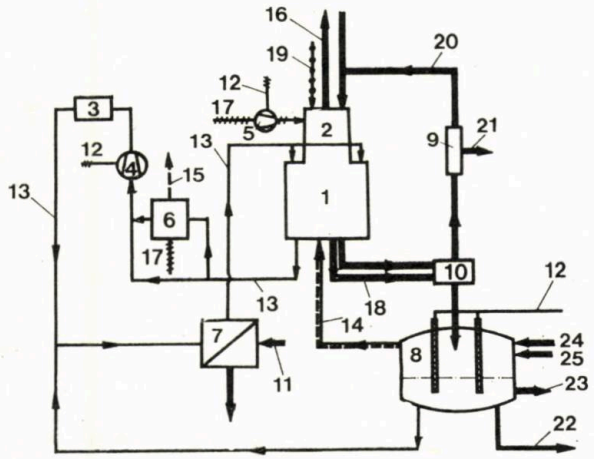


Fig. 4. Schema de principiu a instalației de reducere directă cu carbon solid :

1 — reducere finală ; *2* — prereducere ; *3* — recipient pentru rezervă plumb ; *4* — pompă pentru plumb ; *5* — suflantă ; *6* — purificator de plumb ; *7* — schimbător de căldură heliu + plumb ; *8* — cuptor electric cu arc ; *9* — separator cocs-cenușă ; *10* — separator cocs-burete de fier ; *11* — energie calorică (heliu) ; *12* — energie electrică ; *13* — plumb topit ; *14* — plum gazos ; *15* — deșeuri de la purificarea plumbului ; *16* — gaze evacuate ; *17* — aer ; *18* — burete de fier ; *19* — minereu ; *20* — cocs retur ; *21* — cenușă ; *22* — oțel ; *23* — zgură ; *24* — fier vechi ; *25* — adaosuri.

directă, lucrurile par simple, transpunerea în practică industrială a soluțiilor concepute mai necesită timp pentru rezolvarea multor probleme legate, în primul rînd, de punerea la punct a reactorilor nucleari capabili să dezvolte temperaturi ridicate, astfel încît heliul să aibă la ieșirea din reactor circa 1 200°C. O altă serie de probleme sînt legate de circulația elementelor sferice și controlul reactorului prin introducerea de bare în interiorul inimii acestuia. La acestea se mai adaugă probleme legate de asigurarea etanșeității circuitului de răcire, precum și de construcția schimbătorului de căldură.

Un combinat bazat pe folosirea unei centrale nucleare integrate trebuie astfel conceput încît distanțele între principalele agregate să fie cît se poate de mici, pentru a se reduce la minimum pierderile de căldură.

Din analiza datelor prezentate în articolul de față se pot întrevede posibilități reale de utilizare a energiei nucleare în cadrul proceselor de reducere directă, dar extinderea și aplicarea industrială depind în primul rînd de posibilitățile actuale și de viitor pe care le oferă tehnica reactorilor nucleari.

BIBLIOGRAFIE

[1] Poos M. A. ș.a. *Reducerea directă în furnal.* Simpozionul pentru reducerea directă a minereurilor de fier, 18—23 septembrie, *1972.*

[2] Hermann H. Sch. *Trecerea la noi surse de energie în siderurgie.* Comunicarea prezentată la cea de-a 8-a Conferință mondială de energie. București, 28 iunie — 2 iulie, 1971.

[3] Wenzel W. ș.a. *Instalația de energie nucleară integrată și importanța ei pentru siderurgie.* V.D.I., vol. 111, nr. 21. 1969,

[4] Antonioli A. *Reducerea directă cu ajutorul energiei nucleare.* Metallurgia Italiana, nr. 1, 1971.

[5] Antonioli A. *Diversificarea surselor de energie în producerea fontei și oțelului.* Simpozionul internațional pentru reducerea directă a minereurilor de fier — București, 18—23 sept., 1972.

[6] Sibekr M. și Martin H. *Utilizarea căldurii nucleare de temperatură înaltă în chimie și siderurgie.* Energie Nucléaire, nr. 4, 1971.

[7] Wenzel W. *Producția de fier cu ajutorul energiei nucleare.* La Technique Moderne, noiembrie, 1969.

[8] * * * *Studiul CECA asupra folosirii energiei generate de reactoarele de temperatură înaltă la reducerea minereurilor de fier.* Bruxelles, 1970.

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

Situația aluminiului pe piața occidentală. Societatea canadiană Alcan Aluminium anunță o mărire imediată de 3 cenți la lb a prețului său — barem mondial — la lingourile de aluminiu de primă fuziune. Noul preț, care este de 33 cenți S.U.A., nu se aplică la piața canadiană și cea a Statelor Unite.

Producția mondială de aluminiu a fost mult deficitară în anul 1973, conform statisticilor provizorii ale World Bureau of Metal Statistics.

În timp ce consumul a crescut cu 14% — 13 169 mii t (nou record mondial), producția a crescut doar cu 8% — 12 420 mii t. Deficitul a fost în parte acoperit de loturile eliberate din stocurile strategice americane (737 600).

În țările capitaliste producția a atins 10 062 mii t (cu 9% mai mult decît în anul 1972), în timp ce consumul, depășind pentru prima oară 10 mil. t, a crescut cu 16% — 10 927 mii t. În Europa Occidentală producția a fost de 2 801 mii t (peste 12% creștere).

Producția americană a crescut cu aproape 10% ajungînd la 4 100 mii t, însă cea a canadei (925 mii t) n-a depășit decît foarte puțin pe cea a anului precedent. Se pare că Japonia s-a menținut pe locul doi în rîndul producătorilor occidentali cu 1 097 mii t (peste 9% creștere).

Dintre consumatori, Statele Unite prezintă o nouă creștere de 18%, ceea ce ridică totalul consumului la 5,1 mil. t, reprezentînd 47% din consumul țărilor capitaliste. Noi recorduri au fost stabilite și în Europa occidentală cu un total de 3 133 mii t (peste 13%), din care 875 mii t revin R. F. Germania și 473 mii t Marii Britanii.

Statisticile referitoare la comerțul cu aluminiu primar între țările socialiste și cele capitaliste sînt incomplete încă, însă World Bureau estimează că importurile nete ale lumii occidentale au atins în anul 1973 cel puțin 100 mii t.

(L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 8, 1974, p. 38)

Ing. V. Ursu, ing. C. Rizescu și ing. L. Grecu
Institutul de cercetări metalurgice — București

Mărci noi de oțeluri rapide

CZ 669.14.018.252.3

Oțelurile de scule, reprezentînd circa 10% din producția de oțeluri aliate (deci chiar mai puțin de 1% din totalul fabricației de oțel), au importanță mai mare decît cea rezultată din ponderea cantitativă dacă avem în vedere costul lor, complexitatea proceselor tehnologice și chiar volumul și valoarea cheltuielilor de punere în operă și exploatare a sculelor.

Un loc însemnat în clasa oțelurilor de scule îl ocupă oțelurile rapide, destinate în principal sculelor aşchietoare. Acestea sînt oțeluri bogat și complex aliate, în special cu elemente formatoare de carburi (W, Cr, Mo, V) și, de asemenea, la anumite mărci cu adaos de Co.

Alierea în proporție însemnată cu elementele amintite a soluției solide și prezența carburilor asigură stabilitate structurală, duritate mare (se menține pînă la ~ 600°C), rezistență la uzură, deci durabilitatea tăișului sculei în procesul de aşchiere. Trebuie menționat însă că durabilitatea sculei este influențată alături de proprietățile fizico-mecanice ale oțelului(după efectuarea tratamentului termic corespunzător) și de construcția (geometria) sculei, precum și de corelarea parametrilor specifici ai operației de aşchiere (viteză, avans, adîncime de tăiere) cu proprietățile materialului supus prelucrării. Datorită acestui ansamblu de factori perfecționarea oțelurilor rapide și a fabricației acestora este rezultatul unui proces complex, pentru clarificarea căruia au fost efectuate numeroase studii și încercări experimentale, a căror rezultate nu întotdeauna au fost publicate. În cadrul acestor cercetări un interes deosebit îl prezintă preocupările de optimizare a compozițiilor chimice și de perfecționare a tehnologiilor de fabricație.

Obiectivele tehnice și economice avute în vedere în cercetările care au urmărit realizarea unor noi mărci de oțeluri rapide sînt :

— realizarea unor proprietăți fizico-mecanice superioare ;

— reducerea cheltuielilor de aliere ;

— utilizarea cu maximum de randament a mijloacelor tehnice și materiale de care dispune.

Realizarea acestor obiective devine posibilă pe măsura cunoașterii interacțiunii care există între diversele elemente prezente, a modului în care acestea acționează asupra caracteristicilor specifice avute în vedere.

În acest context principalele direcții de obținere a mărcilor noi de oțeluri rapide sînt :

— diminuarea conținutului de wolfram prin înlocuirea parțială a acestuia cu molibden ;

— optimizarea conținutului de carbon funcție de cantitatea elementelor generatoare de carburi (pînă la realizarea oțelurilor supercarburate) ;

— creșterea conținutului de vanadiu și de cobalt ;

— alierea suplimentară cu sulf, plumb pentru ameliorarea autoprelucrabilității.

Se vor prezenta sumar cele mai importante realizări pe plan mondial în domeniul mărcilor noi de oțeluri rapide.

În prima direcție de dezvoltare s-au creat așa-numitele „Oțeluri rapide molibden" care se utilizează pe scară largă în S.U.A. și care au început să se generalizeze în Europa.

Înlocuirea unei părți din wolfram cu molibden (în raport de 1% Mo : 2% W) nu reprezintă numai o substituire cu un element analog, ci atribuie în același timp oțelurilor importante proprietăți noi. Astfel aceste oțeluri au segregație de carburi cu 1—1,5 punctaje mai puțin decît R 18 și asociază caracteristici mecanice înalte cu stabilitate la cald (tabela 1), rezistență la uzură și prelucrabilitate satisfăcătoare [4].

Tenacitatea determinată prin încercarea de torsiune a unor oțeluri rapide este caracterizată prin valorile înscrise în figura 1 [5]. Sînt comparate oțelurile cu 9% Mo (S 2—9—1), W—Mo (S 6—5—2) și cel cu 18% W (S 18—0—1).

Tabela 1

Marca de oțel	Punctaj segregație carburi	Caracteristicile mecanice		Stabilitatea la cald (HRC)				
				Duritatea		Încălzirea la temperaturi, °C		
		σ_i, kgf/mm²	a_k, kgf/mm²	după călire	după revenire	600	625	650
	Oțel Mo							
M	1,5	465—380	5,5	64	63	58,5	54	42,5
(M10)	Oțeluri W—Mo							
R6M5	2	315—330	4,8	63,5	65	60,5—61	58	48
R6M3	2	310—320	5,0	63,5	64	61,5	58,5	48
	Oțel W							
R18	3—4	290—310	3	64	64	62	59	4,5

Rezultă că pentru duritatea de circa 65 HRC oțelurile cu molibden au un lucru de torsiune de aproape 150 kgf/cm, în timp ce oțelul cu 18% W

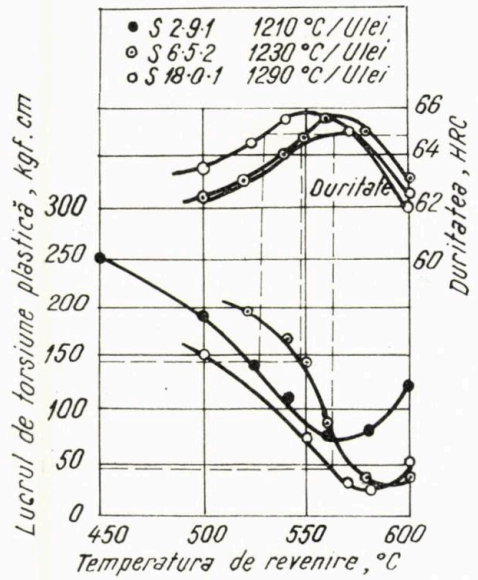


Fig. 1. Dependența tenacității și durității unor oțeluri rapide de temperatura de revenire.

de trei ori mai mic (circa 50 kgf/cm). Această constatare explică comportarea superioară a sculelor (supuse la solicitări dinamice) din oțelurile rapide aliate cu Mo. La prelucrarea oțelurilor de construcție, durabilitatea sculelor din R6M3 și R6M5 este de 1,2 — 1,5 ori mai mare decît a celor din oțel R18 (tabela 5).

Principalul dezavantaj al acestor oțeluri este accentuarea tendinței de decarburare cu creșterea conținutului de Mo (fig. 2) [4].

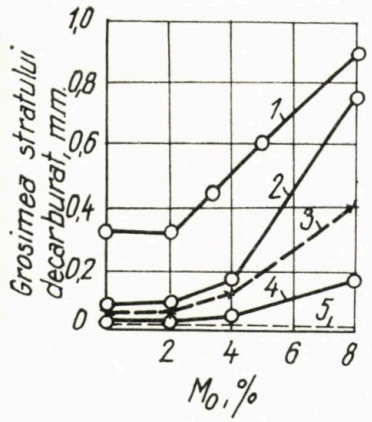


Fig. 2. Influența conținutului de molibden asupra grosimii stratului decarburat:

1 — cuptor electric; *2* — cuptor cu flacără; *3* — baie de $BaCl_2$ nedezoxidată; *4* — baie de $BaCl_2$ dezoxidată cu 5% borax; baie de $BaCl_2$ dezoxidată cu 5% MgF_2.

În ansamblu, o prezentare comparativă schematică (tabela 2) [6] demonstrează eficiența utilizării oțelului W—Mo confirmînd raționalitatea extinderii fabricației acestora.

Tabela 2

Proprietățile	Witten Mo 5 DIN S 6—5—2 AISI M_2	Witten Wolfram 184 DIN 18—0—1 AISI T_1
Rezistența la uzură	●	○
Tenacitatea	●	○
Rectificabilitatea	+	+
Duritatea la cald	+	+
Greutatea specifică	○	●
Nr. sculelor confecționate pe kg oțel	●	○
Prețul de cost	○	●

○ = redusă
● = ridicată
\+ egală

	Compoziția chimică, %				
	C	Co	Mo	V	W
S 6—5—2	0,90	4,1	5,1	1,9	6,4
S18—0—1	0,75	4,1	—	1,1	18,0

Mărirea conținutului de carbon. Inițiată încă din 1950 prin cercetările de la Crucibile Steel Co. — S.U.A. care a obținut cu oțelul M2 la conținut mărit de carbon (de 1,0%; 1,1%; 1,3% în loc de 0,8%) durități mai ridicate, stabilitate mai mare la revenire și o capacitate mai bună de așchiere [2], [7], această preocupare constituie una din tendințele actuale de perfecționare a oțelurilor rapide.

Dependența conținutului de carbon de cel al conținutului de elemente de aliere determină, în cazul oțelurilor carburate, apariția domeniului specific acestor oțeluri peste linia de saturație cu carbon (fig. 3) [16]. Conținutul ridicat de

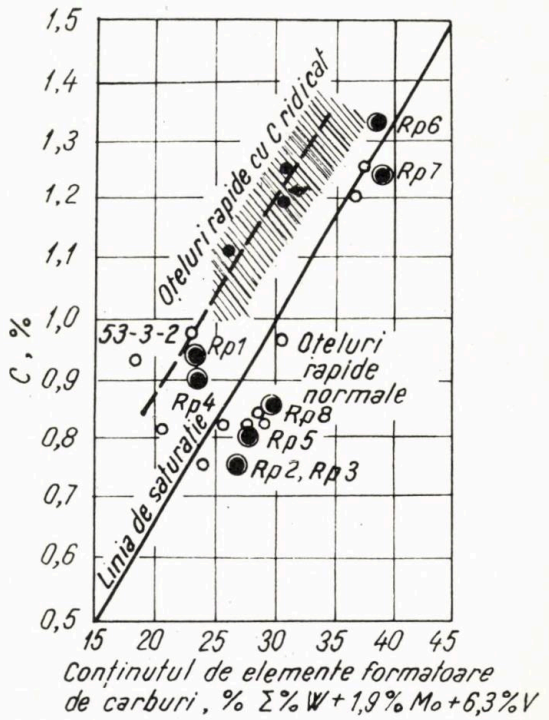


Fig. 3. Dependența conținutului de carbon de conținutul de elemente de aliere:

⊙ — oțeluri rapide standardizate în R.S. România.

Tabela 3

Denumirea oțelului	Compoziția chimică, %						Temperatura °C		Duritatea HRC	Țara
	C	Cr	W	Mo	V	Co	Călire	Revenire		
SKC	1,05—1,15	4	11 —13	—	2,1—2,6	4 —5 —	1200—1220	540—570	70—69	R.P.P.
SK5C	1,00—1,10	4	16,5—19	—	1,5—2,0	4,5—5,5 —	1210—1230	540—580	70—68	
SW12C	1,05—1,15	4	11 —13	—	2,2—2,7	— —	1180—1200	550—600	68—65	
SW9C	1,05—1,15	4	8,5—9,5	—	1,8—2,2	— —	1150—1170	550—580	66—65	
P9K5	0,9 —1,0	4	9,0—10,5	—	2,0—2,6	5—6 —	1220—1240	550—580	68—65	U.R.S.S.
P9K10	0,9 —1,0	4	9,0—10,5	—	2,0—2,6	9,5—10,5 —	1220—1240	550—580	69—65	
11B9M3X3X—6C	1,08	3,5	9,3	3,5	1,5	6 Si=1,16	1210—1230	550—560	69	
M41	1,10	4,25	6,75	3,75	2,0	5,0 —	1190—1215	540—590	70—65	S.U.A.
M42	1,10	3,75	1,5	9,5	1,15	8,0 —	1190—1215	510—590	70—65	
M43	1,25	3,75	1,75	8,75	2,0	8,25 —	1190—1215	510—590	70—65	
M44	1,15	4,25	5,25	6,25	2,25	12,0 —	1200—1240	540—625	70—65	
M7	1,00	4,0	1,75	8,75	2,0	— —	1190—1220	530—560	68—65	
Poldi 55G	0,9 —1,0	4,0	9,5—11,0	0,5	2—2,7	4,5—5,5 —	1210—1250	540—580	69—65	R.S.C.S.
Mo5H	1,0	4	6,5	5	2	— —	1180—1220	540—560	67—55	
Cobalt 55H	1,12	4	6,5	5	1,75	4,75 —	1180—1210	520—540	69—66	
Cobalt 810M	1,08	4	1,5	9,5	1,15	8,0 —	1180—1210	510—540	69—67	R.F.G.

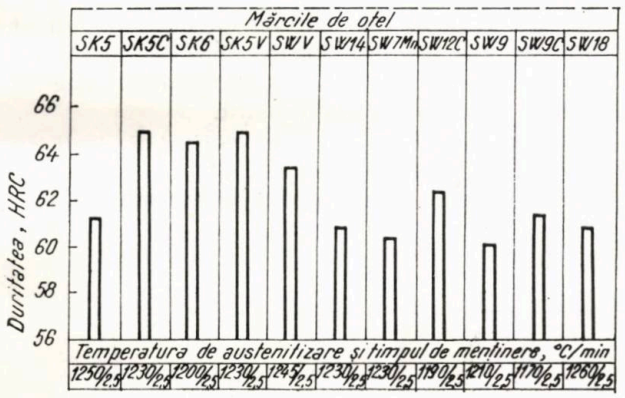
carbon duce la coborîrea punctelor lichidus și solidus, determină micșorarea temperaturii de călire, creșterea conținutului de austenită reziduală, precum și necesitatea practicării a patru reveniri pentru obținerea structurii și durității corespunzătoare. În tabela 3 [8] sînt indicate o serie de oțeluri rapide moderne experimentate în diverse țări. Se poate vedea tendința generală de mărire a conținutului de carbon la circa 1,1% cu menținerea simultană a conținutului de vanadiu sub 2,7%.

Realizarea, la aceste oțeluri, a unui grăunte fin asigură tenacitate mai bună ceea ce permite utilizarea durităților mai mari, performanțele în exploatare fiind comparabile cu cele ale oțelurilor de aceeași compoziție aliate cu cobalt.

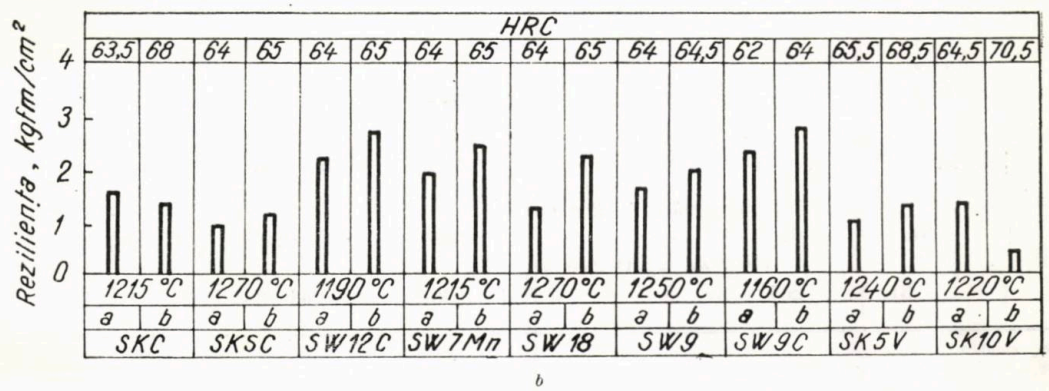
Stabilitatea la revenire și rezilienta unor oțeluri cu carbon ridicat se poate aprecia după datele prezentate în figura 4 [8].

Duritatea ridicată, cantitatea sporită de carburi (în special de vanadiu) asigură creșterea rezistenței la uzură (fig. 5) [9] cu rezultate favorabile în procesul de așchiere. Iu. A. Geller [11], confirmînd că cea mai mare cantitate de vanadiu se dizolvă în carburi de tip Me_6C la un conținut de W = 12%, a stabilit compoziția oțelului experimental R12F3 (0,94—1,04%C; 12—13,5% W; 0,5—1,0% Mo; 3,5—4% Cr; 2,5—3,0% V), precum și cea mai rațională utilizare a acestuia pentru scule care lucrează la solicitări și uzură mare dar fără încălzirea excesivă a muchiilor tăietoare (alezoare, broșe, tarozi).

În R.F. Germania trebuie remarcată preocuparea în ceea ce privește raportul C/V [10] [15]. Încă nu s-a ajuns la un acord deplin în privința valorii optime a raportului, considerîndu-se că pentru oțeluri de tip S 6—5—2 el este de 0,5—0,6 în timp ce pentru oțeluri de tip S 2—5—1 este de circa 0,85 cu limite de variație restrînse. Optimizarea acestui raport constituie un teren de încercări de actualitate.



a



b

Fig. 4. Stabilitatea de revenire și rezilienta cîtorva mărci de oțeluri rapide cu carbon ridicat.

Firma Fagersta A. B [15], preocupată de realizarea unor oțeluri rapide de înaltă performanță, avînd în vedere și aspectele economice

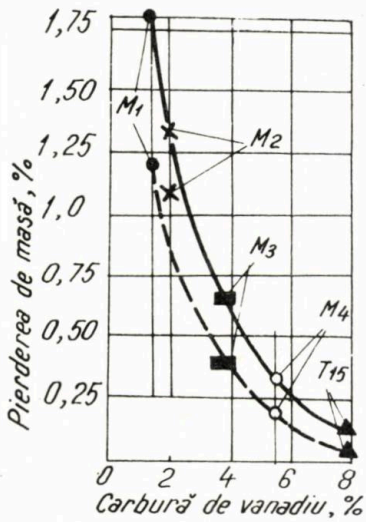


Fig. 5. Rezistența la uzură a oțelurilor rapide cu carbon ridicat :
——— – 58–60 HRC; – – – 64–66 HRC.

legate de costul elementelor de aliere, a elaborat oțelul de tip 2–5–1 carburat (0,95% C ; 4% Cr ; 5% Mo ; 1,7% W ; 1,1% V) cu proprietăți similare oțelului de tip 6–5–2 (tabela 4) [15].

Tabela 4

Oțelul prelucrat	Duritatea piesei găurite HB	Numărul de găuri* (valori medii) D 950 (2–5–1)	D 941 (6–5–2)
SIS 2092	235	45	37
SIS 1350	115	25	27
* Condiții de prelucrare		SIS 2092	SIS 1350
Turația, rot/min		1060	1500
Viteza de tăiere, m/min		20	28,3
Avans, mm/rot		0,13	0,37
Adîncimea găurii, mm		25	25
Răcirea		emulsie	emulsie

În U.R.S.S. s-a experimentat oțelul R8M3 (EP716) cu conținut ridicat de carbon [12], [13] (0,96–1,05% C ; 7,3–8,3% W ; 3,0–3,5% Mo ; 3,3–3,8% Cr ; 1,8–2,2% V) ale cărui caracteristici variază ca în figura 6, iar proprietățile sale de așchiere sînt date în tabela 5.

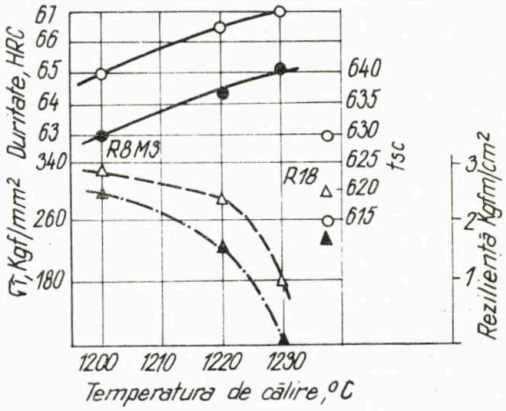


Fig. 6. Caracteristicile oțelului rapid R8M3 comparate cu cele ale oțelului R18 :
○ – duritatea HER ; ● – stabilitatea la cald °C (la duritatea de 60 HRC) ; Δ – rezistența la încovoiere, kgf/mm² ; ▲ – reziliența, kgfm/cm².

Firma Witten–R.F. Germania pe baza experienței proprii, prezintă o comparație schematică a rezultatelor obținute cu diverse scule din care se poate remarca oportunitatea folosirii oțelurilor cu carbon ridicat (fig. 7), [6] și, considerînd că gama mare a oțelurilor fabricate în prezent necesită o limitare, recomandă mărcile cuprinse în tabela 6.

Sînt de reținut și mărcile cu carbon ridicat citate de Ed. Zmihlorski [8] (SW12C și SW9C) care în anumite condiții de așchiere asigură sculelor durabilitate superioară.

Oțelurile rapide cu conținut ridicat de sulf au cîștigat o importanță remarcabilă, deoarece asigură o așchiere mai bună, o formă mai favorabilă a așchiei și o suprafață cu o rugozitate sensibil mai mică.

Tabela 5

Duritatea HRC	Regimul de așchiere: n, rot/min	V, m/min	S, mm/rot	t, mm	Răcirea[1]	Oțelul ce se prelucrează: Marca	Duritatea HB	Creșterea durabilității[2]
			Burghiu laminat Ø 21,5 mm					
64–65	530	35,7	0,43	45	*E*	45	197–207	1,6–2,0 (R18)
66–66,5	530	35,7	0,57	50	*E*	45H	320	1,75 (R6M3)
64–65	190	12,8	0,25	50	*E*	35GHSA	170–220	2,0 (R6M3)
			Burghiu special cu două începuturi Ø 36 mm					
64–65	180	21	1–1,5	18	apă	M76	260–290	1,4–1,5 (R18)
			Alezor cilindric Ø 29,5 mm					
65,5–66,5	36	3,34	1,61	—	*E*	40R	217–248	1,7 (R18)
			Freze de cap Ø 20 mm					
64–65	500	31	200	—	*RE*	38HS	255–285	2,0 (R12)

[1]) *E* – emulsie ; *RE* – soluția 5% emulsol.
[2]) În comparație cu oțelul R 18 creșterea de durabilitate este de 1,4 – 2 (sau față de marca indicată în paranteză).

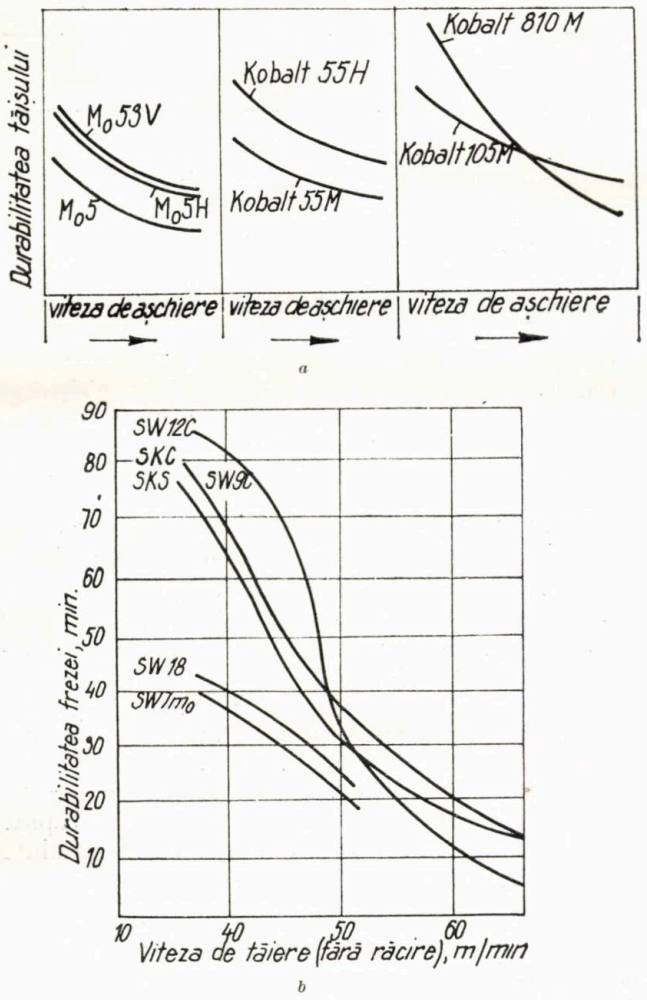


Fig. 7. Durabilitatea sculelor din oțeluri rapide clasice și cu conținut ridicat de carbon funcție de viteza de așchiere.

Se recomandă un conținut de sulf de 0,06—0,16%, limita inferioară pentru oțelurile aliate cu cobalt și vanadiu, iar cea superioară pentru oțelurile pe bază de molibden.

Nu este încă unanim acceptat nivelul conținutului de sulf. Astfel, în S.U.A. se indică 0,12—0,16% S în timp ce în R. F. Germania doar 0,06%. Se consideră suficient în cazul R.F. Germania un conținut de sulf mai scăzut întrucît se practică un tratament preliminar după eboșe care contribuie atît la îmbunătățirea calității suprafeței finale, cît și la detensionarea sculelor și diminuarea deformării lor în cursul tratamentului termic final.

În privința influenței conținutului de sulf asupra capacității de prelucrare plastică la cald, în figura 8 pe baza probelor de torsiune la cald se constată o plasticitate mai scăzută a oțelurilor rapide aliate cu sulf [10]. Ca urmare, pierderi-

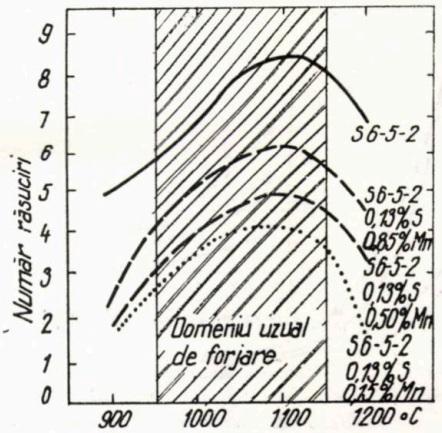


Fig. 8. Influența conținutului de sulf asupra deformabilității la cald a oțelurilor rapide de tip 6—5—2.

le suplimentare (rebuturi, șutaje) în procesul de deformare plastică cresc, iar scoaterea de oțel scade cu 1% pentru fiecare 0,01% S adăugat.

Prelucrarea oțelurilor rapide sulfurate, atît prin strunjire (fig. 9), cît și prin rectificare (fig. 10), se realizează cu o productivitate mai mare și cu durabilitate sporită a sculelor (cuțite de strung, respectiv discuri abrazive).

În concluzie oțelurile sulfurate conferă o serie de avantaje legate de autoprelucrabilitate dar și dezavantaje legate de nivelul scoaterii. Nivelul de soluționare tehnologică a fabricației (pentru obținerea unei scoateri maxime) și de punere în valoare a așchiabilității lor sporite sînt hotărîtoare pentru extinderea utilizării acestor oțeluri.

Tendințele tehnice menționate au fost determinate în mare măsură de aspectele economice legate de producerea și utilizarea oțelurilor rapide. Prețul în creștere al wolframului și deci și cheltuielile de aliere (fig. 11) [15] au dus la adoptarea pe scară largă a oțelurilor rapide

Tabela 6

Marca Witten	Echivalență		Compoziția chimică, %					
	DIN	AISI	C	Cr	Mo	V	W	Co
Kob 810 M	S2—10—1—8	M.42	1,08	4,0	9,5	1,2	1,5	8,0
Mo5	S6—5—2	M.2	0,90	4,1	5,1	1,9	6,4	—
Mo5 H	SC6—5—2	M2 tip 2	0,98	4,1	5,1	1,9	6,4	—
Kob 55 M	S6—5—2—5	M.35	0,92	4,1	5,1	1,9	6,4	4,8
Kob 55 H	S7—4—2—5	2 M 41	1,12	4,1	5,0	1,7	6,4	4,8
Kob 105 M	S10—4—3—10	—	1,23	4,2	3,2	0,2	9,5	10,2
Kob 54 V	S12—1—4—5	T 15	1,35	4,1	0,8	3,8	12,0	4,7
Kob 5	S18—1—2—5	T 4	0,80	4,1	0,6	1,6	18,0	4,7

W—Mo. În special în țările apusene (R.F.G.), care dispun de cantități mari de molibden, aceste oțeluri sînt cu 30—50% mai ieftine decît

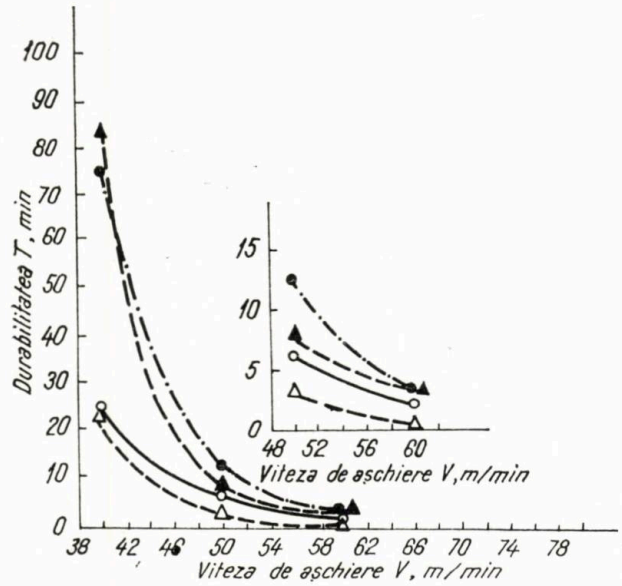


Fig. 9. Durabilitatea sculelor la așchierea oțelurilor rapide resulfurate:

○ — cuțit de strung S 10—4—3—10
Δ — cuțit de strung S 12—1—4—5
Șarja 13.827 cu 0,010% S; 232 HB_{10} Witten Mo5ES
● — cuțit de strung S 10—4—3—10
▲ — cuțit de strung S 12—1—4—5
Șarja 13.114 cu 0,128% S; 222 HB_{10} Witten Mo6ESX

Condiții de așchiere
avans = 0,2 mm/rotație
adîncime de așchiere = 0,5 mm

Tabela 7

		Proporția de oțeluri cu Mo, %	Observații
S.U.A.	1945	32	M_1, M_2, M_{10}
	1960	85	M_1—M_4, M_7, M_8, M_{10}
	1963	90,1	(7,3 % cu Co)
Anglia	1963	30,0	
R.F.Germania	1965	59,1	
	1968	77,0	
Japonia	1964	65,3	(10,4 % cu Co)
U.R.S.S.			
	1970	34,5	
	1971 (tr. I)	76,3	

Dacă se evaluează numai diferența de greutate specifică (RP_3 — 8,79 g/cm³ și RP_5 — 8,1 g/cm³) și cea de grad de aliere (Σ W + Mo + V) se poate constata că la o producție anuală relativ mică, aproximativ de 2 500 t, pierderile valorice întrec 20 000 000 lei/an.

Un calcul mai complet, cuprinzînd și alte implicații economice pentru diversele aspecte tehnice (rezultate din proprietățile tehnologice și de utilizare ale diverselor tipuri de oțeluri) raportat la întregul consum de oțeluri rapide al țării ar duce la sublinierea unor valori pierdute mult mai mari.

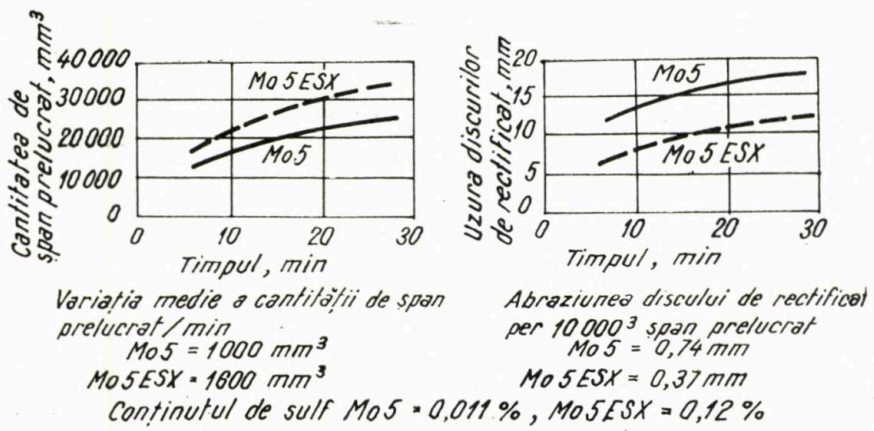
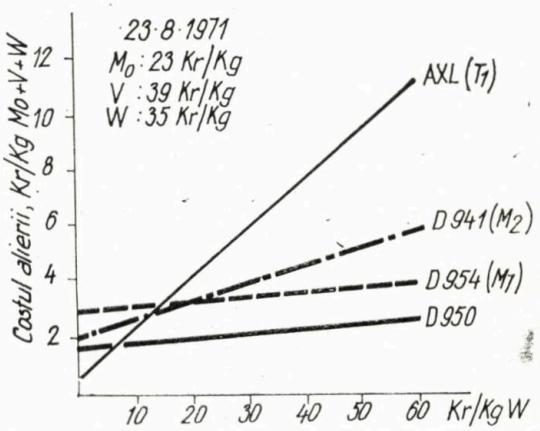


Fig. 10. Indicatori tehnici obținuți la rectificarea sculelor din oțeluri rapide normale și resulfurate.

Fig. 11. Dependența costului alierii de costul wolframului pentru diverse mărci de oțel rapid.

oțelurile pe bază de wolfram. Creșterea fabricării și utilizării oțelurilor cu molibden este exemplificată prin datele din tabela 7.

Situația fabricației și a consumului nostru de oțeluri rapide nu se încrie, în măsură satisfăcătoare, pe linia acestei orientări. Acest fapt rezultă din proporția scăzută a oțelurilor rapide cu molibden în consumul și fabricația noastră. Astfel, în anul 1970, din întreaga cantitate de oțel rapid utilizat în fabricația de scule doar circa 9% erau oțeluri aliate cu molibden, din care fabricația proprie prezintă numai 1%. Această întîrziere în orientarea spre oțeluri rapide cu molibden are efect economic negativ.



În ceea ce privește utilizarea oțelurilor rapide W—Mo sulfurate deși prezintă o diminuare a scoaterii și o creștere a prețului cu circa 10% față de aceleași oțeluri nesulfurate este pe deplin justificată avînd în vedere productivitatea sporită a prelucrării lor, calitatea suprafeței și consumul mai redus de scule așchietoare. Ca urmare, se poate aștepta pentru viitor o dezvoltare a fabricației și utilizării acestor oțeluri.

Concluzii

În fabricația și utilizarea oțelurilor rapide s-au obținut rezultate tehnico-economice favorabile cu oțelurile aliate cu molibden, cu cele avînd conținut ridicat de carbon, cît și cu oțelurile rapide resulfurate.

Restrîngerea numărului de mărci fabricate la tipurile cu performanțe optime din grupele enumerate constituie o preocupare actuală în lume.

Dezvoltarea producției de oțeluri de scule în R.S. România este necesar să țină seamă de realizările pe plan mondial și, în acest scop, să se creeze condiții pentru extinderea utilizării oțelurilor rapide cu molibden, super-carburate și resulfurate.

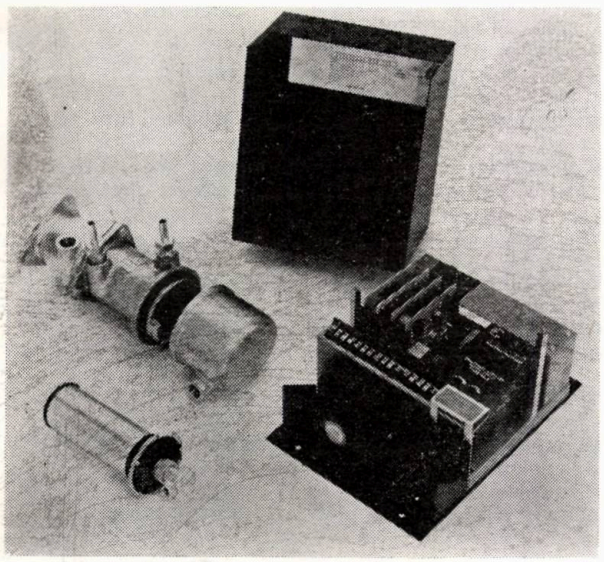
BIBLIOGRAFIE

[1] Raudak A. ș.a. Arch, 1965, nr. 10, p. 725.
[2] * * * Stali, 1968, nr. 1, p. 65.
[3] M. I. M. *Raport vizită U.R.S.S.* Dneprospețstali, 1971.
[4] Gheller Iu. A. Instrumentalnîh stali, Moscova, Metallurghia, 1968.
[5] Briefs A. Schweizer Archiv. nr. 12, 1963, p. 413.
[6] Becker A. I. Edelstahlwerk Witten A. G.
[7] Steven G. Metal Progress, nr. 5, 1964.
[8] Zmihorski Ed. Hutnik, nr. 1, 1971, p. 25.
[9] Kurzeja I. S.U.E., nr. 1, 1971, p. 35.
[10] Füssl A. ISI Publication 126 Materials for Metal Cutting, 1970.
[11] Gheller Iu. A. Stali, nr. 4, 1972, p. 355.
[12] Geller Iu. A. Stali, nr. 1, 1973, p. 69.
[13] Kossovici G. A. MITOM, nr. 4, 1972, p. 12.
[14] Niesielki E. Iron and Steel special issue, 1968, p. 63.
[15] Wadell B. Metals and Materials, ian., 1973., p. 38—42.
[16] Cesti G. și Masi A. La Metallurgia Italiana, nr. 7, 1972, p. 326.

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

Un nou sistem de măsurare a temperaturilor fără contact. Măsurarea precisă a temperaturii în condițiile dificile din oțelării, uzine siderurgice, fabrici de sticlă, uzine de produse chimice și alimentare etc. Societatea Land Pyrometers Limited, Wreakes Lane, Dronfield, Sheffield (Anglia) a realizat de curînd un sistem de măsurare a temperaturilor fără contact „Sistemul II" (fig. 1). Aceasta permite măsurarea temperaturilor în diferite ramuri industriale, în special în oțelării, fabrici de sticlă, industria chimică, alimentară, fabrici de cauciuc și materiale plastice etc.

Poate efectua măsurări precise între 0 și 3 000°C la materiale ale căror dimensiuni variază de la un milimetru pînă la unu sau doi metri.



Materialele sau suprafețele pot fi deplasate încet sau pot fi trecute prin fața termometrului cu viteze pînă la 400 km/h/ (111 m/s).

Sistemul II se compune dintr-un termometru cu infraroșii, un sistem de montare și accesorii de protecție, care asigură protecția completă a termometrului, precum și un aparat telecomandat pentru tratarea electronică a semnalului electronic care emite semnalul.

Termometrul folosește o lentilă care centrează razele de energie pe un detector cu infraroșii.

Detectorul emite semnalul electric proprorțional cu incidența razelor. În interiorul termometrului semnalul este amplificat cu un amplificator.

(Press information from, EIBIS, NS 1270).

Extinderea capacităților de electroliză a aluminiului în Norvegia. Proiectele de extindere a producătorilor de aluminiu din Norvegia prevăd creșterea capacității de electroliză cu circa 30%, la 93 mii t anual pînă în anul 1981.

Elkem Aluminium. A.S. (grupul Spigerverket A. S. și Alcoa) intenționează ca pînă în 1975 să mărească cu 20 mii t capacitatea uzinei de aluminiu de la Lista, pentru a ajunge la 80 mii t/an. De asemenea, societatea are în proiect construirea unei instalații integrate pentru producția de pastă de aluminiu.

Ardal og Sunndal Verk (S.A.V.) va mări capacitatea instalațiilor sale de electroliză de la 330 mii t la 510 mii t anual. Uzina din Hoyanger (30 mii t/an) va fi demontată în 1981, după construirea unei noi uzine (100 mii t/an), iar uzina din Sunndal își va mări capacitatea de la 120 mii t la 180 mii t/an pînă în 1980.

Societatea Det Norske Nitridaktieselskap (D.N.N.) va închide uzina de la Eydehavn, iar în schimb va mări cu 18 mii t capacitatea uzinei din Tyssedal, aceasta ajungînd la 45 mii t/an.

(Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 425, 1974, p. 28)

Lucrările celei de-a 7-a Conferințe internaționale de metalizare (I)

CZ 621.793 : 061.3

Progresul tehnic a adus în ultimii ani transformări importante în tehnica sudurii și metalizării prin apariția de noi procedee și metode de lucru. Acest fenomen, corelat cu ritmul înalt de dezvoltare a tuturor ramurilor industriale, a determinat introducerea și aplicarea unor procedee tehnologice noi în domeniul fabricației de piese noi și reparației de piese uzate.

Firme și întreprinderi de sudură și metalizare, consacrate în acest domeniu pe plan internațional, au obținut realizări deosebite în fabricația de pulberi și sîrme de adaos, în construcția de instalații de metalizare, precum și perfecționarea tehnologiei de metalizare.

Cu ocazia participării la cea de-a 7-a Conferință internațională de metalizare au fost cunoscute cele mai recente realizări din acest domeniu, realizări care vor fi prezentate pe scurt în acest articol.

În tabela 1 se dă o listă a lucrărilor prezentate la conferință.

Categoriile de probleme care s-au dezbătut pe sesiuni în cadrul conferinței au fost următoarele :

— realizările în domeniul plasmei ;
— realizările privind perfecționarea procedeelor de metalizare ;
— materialele de adaos folosite la metalizare ;
— acoperirile rezistente la coroziune ;
— structurile rezistente la temperaturi înalte ;
— proprietățile mecanice ale structurilor ;
— structura straturilor.

Tabela 1

Lucrări prezentate la a 7-a Conferință internațională de metalizare de la Londra, septembrie, 1973

Nr. crt.	Autorul	Titlul lucrării
1	Kirner K.	Materiale deosebite pulverizate cu ajutorul plasmei
2	Solomir G. J.	Straturi rezistente la uzură și cu proprietăți de ungere bune pulverizate cu plasmă ; cîteva din proprietățile și performanțele lor
3	Smyth T. R. ș.a.	Circuite electrice și descărcări catodice la pulverizarea cu plasmă
4	Wagner J.	Tehnologia și echipamentul industrial pentru pulverizarea pe oțel a aluminiului
5	Bardal E.	Efectul pregătirii suprafeței asupra aderenței aluminiului pulverizat cu flacără sau în arc electric și straturi de zinc depuse pe oțeluri noi
6	Klinger R.	Metalizarea prin pulverizare a unui pod din Norvegia
7	Timmins D. F.	Protecția oțelului — vopsit, metalizat, galvanizat la cald, oțel de rezistență (de calitate) — care și de ce ?
8	Steffens D. H.	Studii electrochimice ale protecției catodice contra coroziunii cu ajutorul straturilor pulverizate
9	Blewitt H. J.	Straturi de oțel cu conținut ridicat de crom pulverizate
10	Vesely V.	Straturi ceramice pulverizate cu pistolet cu plasmă
11	Perugini G.	Acoperiri de protecție cu fiabilitate ridicată pentru tehnologie la temperatură înaltă
12	Stanton E. W.	Proprietăți mecanice ale straturilor metalice folosite în tehnică
13	Muller N. K.	Proprietățile și structura depunerilor de titan pulverizat în arc electric
14	Suhara T.	Straturi depuse prin pulverizarea sîrmei prin explozie-proprietăți și aplicații
15	Hantzsche D.	Măsurarea temperaturii particulelor pulverizate în jet de plasmă
16	Kayser H.	Fibre rigide obținute prin pulverizare termică cu compuși ceramici și metalici
17	Houben M. J.	Analizele flăcării cu plasmă
18	Milewski W.	Cîteva fenomene produse în timpul pulverizării cu plasmă a compoziției WC + CO
19	Kretzschmar E.	Variante ale metalizării și probleme privind atomizarea prin pulverizare în arc electric
20	Marantz D. D.	Îmbunătățirea sistemelor de metalizare cu arc electric în S.U.A.
21	Clegg M. A. ș.a.	Aplicații prin pulverizare termică a pulberilor „Composite"
22	Knotek O.	Observații cinetice reactive la pulverizarea pulberii de Ni—Al
23	Zaat H. J. ș.a.	Investigații în mecanismul reacțiilor exotermice a pulberilor de Ni—Al pulverizate
24	Smyth T. R.	Pulverizarea termică a pulberilor fine
25	Nelson L. R.	Prepararea și proprietățile pulberilor la pulverizarea cu plasmă și flacără
26	Mozart Th.	Rezistența straturilor de ZrO_2 pulverizate, împotriva expunerii statice la temperatura de 900°C
27	Hedde A. ș.a.	Pistolete de metalizare cu flacără care funcționează automat și aplicații la mașinile de metalizare
28	Manfredi P.	Metode de caracterizare a porozității depunerilor realizate prin metalizare
29	Bourgoin B.	Prelucrarea straturilor pulverizate prin metalizare
30	Monterun E. F.	Depuneri de oțel prin metalizare și difuziune
31	Bensimon R.	Îmbunătățirea straturilor de aluminiu pulverizate pentru protecția oțelului împotriva coroziunii

În continuare se vor prezenta problemele principale dezbătute în cadrul fiecărei sesiuni.

Realizările în domeniul plasmei

Progresele realizate în domeniul plasmei sînt legate de comportamentul fizic al jetului de plasmă. În lucrarea [1] se face o analiză sistematică a caracteristicilor fundamentale ale fluxului de plasmă din punct de vedere al gradului de ionizare *a*, a vitezei *b*, a densității *c*, a temperaturii *d* și entalpiei *e*.

Față de studiile anterioare în care cercetătorii au tratat starea plasmei cu ajutorul gazului ideal și s-au limitat la unul sau cîteva aspecte ale fenomenului fizic, în acestă lucrare s-a tratat întregul proces al plasmei în toată complexitatea lui, constatîndu-se că temperatura este factorul critic care influențează fenomenul de ionizare. Valorile determinate grafic prin experimentări indică o foarte strînsă corespondență cu cele obținute cu ajutorul mașinilor de calcul.

Rezultatele cercetărilor prezintă importanță în ceea ce privește determinarea caracteristicilor instalațiilor cu plasmă care pentru stabilirea conductivității electrice și termice și a viscozității folosesc valori din diferite manuale, cît și pentru proiectarea și stabilirea eficienței economice a acestor instalații. Deoarece cercetarea a fost făcută numai pe gaze monoatomice, în viitor poate fi extinsă pe gaze diatomice și pe amestecuri de gaze.

O altă lucrare prezentată s-a referit la măsurarea temperaturii particulelor pulverizate într-un jet de plasmă [2]. Încercările anterioare de a măsura temperatura particulelor pulverizate încălzite într-un curent de plasmă s-au dovedit nereușite, datorită dificultăților create de mărimea și viteza particulelor și a puterii lor de emisie reduse.

Pentru efectuarea experimentărilor s-a utilizat metoda radiației, asemănătoare cu procedeul din astronomie prin care se determină temperatura stelelor fixe, denumit „procedeul temperaturii color". Temperatura color s-a determinat pe baza unei relații derivate din legea radiației a lui Wien. Cu ajutorul ecuațiilor experimentale, autorul a determinat temperatura fluxului de particule de carbură de wolfram la diferiți parametri de pulverizare și a demonstrat ceea ce era anticipat și anume că temperatura crește odată cu puterea *a*, nitrogenul produce o temperatură mai mare decît argonul *b*, hidrogenul produce o temperatură mai mare decît nitrogenul *c*, precum și faptul că temperatura jetului de plasmă se reduce în duza de pulverizare.

Fenomenele care apar la pulverizarea cu plasmă a pulberii de carbură de wolfram amestecată cu cobalt [3] au constituit o problemă de cercetare importantă, straturile obținute prin pulverizare și-au găsit multe aplicații acolo unde este necesară o rezistență mărită la frecare și uzură cît și datorită faptului că, în general, aceste straturi au o rezistență mai scăzută la abraziune și rigiditate decît suprafețele pieselor fabricate. Se cunoaște că reducerea proprietăților straturilor depuse se datorează faptului că se oxidează carbonul în curentul de plasmă care conține și aer, că la temperaturi mari de 2 755°C carbura de wolfram se descompune, cît și pentru că are loc o difuzie a cobaltului în grăunții de carbură de wolfram.

Din aceste cauze s-a căutat a se îmbunătăți calitatea depunerilor prin studii efectuate asupra parametrilor de pulverizare și prin folosirea de atmosferă protectoare în timpul pulverizării. În același timp s-a cercetat influența parametrilor de pulverizare și a rolului combinației WC + Co asupra modificărilor structurale determinate prin analize metalografice complexe, prin aceasta indentificînd compoziția chimică optimă pentru a se obține straturi de bună calitate. Cercetările calitative complexe efectuate asupra unui număr de cinci tipuri de pulberi: Verbundpulver, *a*, Gusshartmetall, *b*, Stellundum 52 H, *c*, Powder IMP, *d*, și Powder IMP 20, *e*, au scos în evidență influența diferitelor elemente (carbon, cobalt) asupra calității straturilor aplicate.

Fabricarea fibrelor rigidizate prin pulverizarea compușilor ceramici sau metalici [4] [3] a fost comparată cu alte două metode — electrogalvanizarea — fibrelor urmată de prelucrarea la cald și — presarea la cald — a foii și fibrelor.

Se descrie un proces complet de depunere prin pulverizare în atmosferă de gaz inert a pulberii de aluminiu pe fibre de bor.

Unul din avantajele pulverizării termice îl reprezintă marele număr de materiale de adaos care pot fi aplicate prin pulverizare termică B-Al-Cr_2O_3, B-Al-ZrO_2).

Realizările privind perfecționarea procedeelor de metalizare

Lucrările prezentate în cadrul acestei tematice a conferinței s-au referit la posibilitățile de automatizare a metalizării prin pulverizare oxiacetilenică cu sîrmă, diferite variante de pulverizare metalică și la perfecționarea instalațiilor de metalizare electrică.

Progresele realizate în domeniul automatizării pulverizării cu flacără s-au prezentat în lucrarea „Pistolete automate de pulverizare cu flacără" [6]. Se consideră că pentru realizarea unei automatizări corespunzătoare a instalațiilor de metalizare este necesar ca pistoletul să fie pus și scos din funcționare printr-un „impuls" de pornire, sau oprire, iar fazele operaționale (*a* — deschiderea gazului de aprindere și a gazului combustibil; *b* — transmiterea scînteii pentru a aprinde amestecul de gaze; *c* — alimentarea cu volumul maxim de gaze și cu sîrma de ados) să fie complet automatizate.

Instalațiile automate de control trebuie să verifice în permanență următorii parametri: prezența flăcării, prezența sîrmei în flacără, controlul ali-

mentării cu sîrmă, prezența și presiunea gazului de ardere, oxigenului și aerului comprimat, controlul amestecului de gaze.

În încheiere autorii arată că cea mai importantă problemă a metalizării cu arc este automatizarea și siguranța operațională a instalției.

În lucrarea [7], denumită „Problemele atomizării la pulverizarea în arc electric", autorul s-a ocupat de variantele pulverizării metalice și de problemele atomizării la pulverizarea în arc electric.

Se consideră că pentru a evidenția toate variantele pulverizării metalice sînt necesare subprocesele care au loc și anume : energia — gazele de atomizare — forma materialelor de adaos — atmosfera de lucru a instalției. După clasificarea variantelor de pulverizare se prezintă determinările calorimetrice care au scos în evidență eficiența termică a lor ; cu toate că pulverizarea în arc electric cu doi conductori are cea mai mare eficiență termică (57%, față de pulverizarea cu plasmă 12% și pulverizarea oxiacetilenică 13%) este totuși limitată datorită atomizării mai puțin fine. Se arată avantajele utilizării injectorului triplu (Laval), care permite pulverizarea orară a 17 kg oțel și modul de calcul al formei injectorului.

Pentru îmbunătățirea condițiilor de pulverizare în arcul electric [8], s-a proiectat și realizat un dispozitiv de pulverizare anexat pistoletului normal, care dă posibilitatea ca pe lîngă jetul de pulverizare normal să mai existe și un jet lie deflecție, care să antreneze particulele metadce topite cu ajutorul aerului comprimat la o presiune $p = 4{,}5 - 5{,}5$ kgf/cm² la o distanță de pulverizare $d = 60 - 80$ mm.

Materialele de adaos folosite la metalizare

Lucrările prezentate în cadrul temei —materiale de adaos — s-au axat — fără excepție — pe problema fabricării pulberilor folosite la pulverizarea în flacără, mai ales pentru metalizarea cu plasmă. Acest fapt dovedește interesul actual acordat tehnicii plasmei, care se dezvoltă continuu, lărgindu-și astfel domeniul de aplicații.

În lucrarea [9] autorii s-au ocupat de fabricarea pulberilor composite, formate din nuclee metalice sau nemetalice învelite de un strat metalic, cu ajutorul procedeului hidrometalurgic. După descrierea avantajelor pulberilor respective se prezintă un rezumat al concluziilor diferitelor lucrări și publicații de specialitate, care tratează același subiect.

Aceste pulberi metalice se pot folosi la acoperirea suprafețelor de etanșeitate ale turbomotoarelor (cu Ni/grafit, pentru temperaturi pînă la 550°C sau NiCr, pentru temperaturi pînă la 1 100°C), la încărcarea suprafețelor rezistente la uzură (Co/WC, Ni/CaF_2, NiO/CaF_2), la suprafețele ce trebuie să aibă o comportare bună la frecare (Ni/CaF_2 și NiO/CaF_2). Pulberile—composite — au proprietăți deosebite și anume : protejează împotriva oxidării nucleul particulei de pulbere în timpul pulverizării, asigură o aderență foarte bună la metalul de bază, dau posibilitatea pulverizării unor pulberi foarte fine fără pericol de decarburare etc.

Pulberile de bază de Ni-Al [12] au cunoscut în ultimii ani o dezvoltare mare datorită aderenței foarte bune pe care o asigură straturilor pulverizate. Se analizează comportarea particulelor de aluminiu la trecerea lor prin flacără, prezentîndu-se reacțiile chimice exoterme care apar. Se consideră că datorită timpului foarte scurt de trecere prin flacără, particulele de aluminiu se oxidează parțial, iar reacțiile chimice care au loc nu duc la ridicarea temperaturii ; abia după ce particulele pulverizate ajung la suprafața care trebuie acoperită, oxidarea exotermă a aluminiului contribuie la creșterea plasticității particulelor și la formarea de straturi cu o mare densitate.

În final, se apreciază că și pulberile metalice de Ni/Si și Ni/Ti au o comportare similară cu pulberile Ni/Al.

Cercetări asupra mecanismului formării reacțiilor exoterme ale pulberilor de Ni/Al, la trecerea lor prin flacără, s-au prezentat în lucrarea [13], în care s-au dat cele trei reacții exoterme care apar, $NiAl_3$, $NiAl_2$, NiAl, precum și rezultatele analizelor de laborator microscopice și de microduritate. S-a constatat că distanța de pulverizare (de la duza pistoletului la suprafața de încărcare) are o influență hotărîtoare asupra compoziției structurale a straturilor.

Influența parametrilor pulverizării termice a particulelor metalice fine și a sistemului de alimentare asupra proprietăților fizico-mecanice ale straturilor a constituit subiectul lucrării [10]. S-au pulverizat pulberi confecționate din oxizi de aluminiu, prin metalizare cu plasmă, analizîndu-se porozitatea, rugozitatea, aderența și grosimea straturilor, în funcție de granulația particulelor, precum și susceptibilitatea de fluidizare a lor.

În lucrarea [11], denumită „Prepararea și proprietățile pulberilor la pulverizarea cu flacără și plasmă", s-a examinat influența formei particulelor de pulberi ceramice pulverizate termic asupra proprietăților acoperirilor realizate. Se ia în considerație ca factor principal influența procesului de fabricare a pulberilor ceramice, denumit „procedeu de înghețare", care permite obținerea unor pulberi ceramice de oxizi puri și de mixturi cu o anumită granulație care poate varia între 1 și 100 μm. Particulele de oxizi de zirconiu, obținute prin acest procedeu, sînt identice din punct de vedere al densității și al omogenității compoziției chimice.

Acoperirile rezistente la coroziune

Problemele complexe ridicate de coroziunea suprafețelor metalice au făcut ca în ultimii ani tot mai mulți cercetători să-și orienteze lucrările pentru rezolvarea lor.

Astfel în lucrarea „Acoperiri de oțel realizate prin metalizare și difuziune" [14] s-au prezentat posibilitățile de a obține acoperiri maleabile prin pulverizarea de aliaje crom-nichel pe table de oțel ductil care, ulterior, urmează a fi prelucrate la rece.

Straturile protectoare cu gosrimea de minimum 8 μm s-au considerat a fi rezistente la oxidarea în atmosferă de corodare normală, cît și în condiții de corodare la temperaturi ridicate.

După curățarea suprafețelor prin degresare și sablare cu alice metalice a urmat executarea procesului tehnologic de acoperire în trei etape :

— pulverizarea pulberii metalice din aliaj inoxidabil prin metalizare cu plasmă ;

— tratamentul termic al suprafețelor acoperite în atmosferă de H_2 sau vid, la 1 000—1 200°C, cu scopul de a difuza elementele aliate la metalul de bază pentru a reduce porozitatea și, deci a mări aderența și pentru a realiza dezoxidarea, denitrurarea și decarburarea ei;

— laminarea la rece a suprafeței metalizate urmată de o încălzire de 780°C timp de 15 min, pentru a realiza o microstructură cu proprietăți mecanice bune. Uniformizarea mărimii granulelor metalice prin transformările structurale care au loc și reducerea porozității asigură îmbunătățirea rezistenței anticorosive a suprafețelor acoperite.

Pieselor din oțel li s-au încercat în probe de laborator rezistența la tracțiune, maleabilitate și oboseală, iar suprafețelor metalizate, rezistența la coroziune umedă și oxidare la temperatură înaltă. De asemenea, tablele acoperite prin metalizare cu crom au fost supuse testului Erichsen, pentru a le determina prelucrabilitatea și încercările la îndoire la 1 500 cicluri/min.

Cu toate că rezultatele încercărilor au fost satisfăcătoare, procedeul are deocamdată un domeniu de aplicabilitate mai redus datorită aspectelor economice.

Cercetări similare privind acoperirile metalice cu concentrație mare de crom [15] au scos în evidență faptul că prin acest procedeu se pot obține economii considerabile prin depunerea unor straturi anticorosive subțiri, cu preț de cost ridicat, pe metale de bază ieftine și prin recondiționarea unor piese uzate sau rebutate cu preț de cost mare. Procedeul permite aplicarea lui cu succes la diferite categorii de piese care funcționează în contact cu uleiuri de ungere sau apă, cum ar fi : arborii din oțel ai rolelor la laminoare, arborii pompelor apă, scaunele de supape de motoare, cilindrii hidraulici etc.

Acoperirile din aluminiu pulverizat [16] se folosesc în special la protejarea suprafețelor metalice din oțel, care sînt în atmosferă acidă. Straturile depuse pot fi îmbunătățite printr-o prelucrare la rece, sau prin sablare cu particule abrazive mici din aluminiu, urmată de un tratament termic special (încălzirea cu cîte 50°C pe oră, pînă la 450—650°C temperatură menținută timp de 2 h, urmată de o răcire treptată în cuptoare), folosit pentru recristalizarea componentelor în adîncime.

Ulterior s-au efectuat încercări de laborator (rezistența la rupere, torsiune, îndoire, examinări microscopice) pentru verificarea calității straturilor.

În concluzie, în lucrările privind coroziunea suprafețelor metalice, s-au luat în considerație cîteva aspecte privind rezistența la coroziune atît a metalelor cu capacitate mare de aliere, cît și a celor pure sub formă de straturi pulverizate.

S-a constatat că acoperirile pulverizate, în general, și aliajele metalice, în special, sînt sensibilizate la coriziune datorită diferitelor neomogenități din structura lor.

Pentru protecția anticorosivă catodică, straturile din zinc și aluminiu asigură o calitate corespunzătoare, dar la utilizarea lor la diferite aplicații practice se iau în considerație unele aspecte economice privind compatibilitatea cu alte metode de protecție anticorosivă.

Straturile rezistente la temperaturi înalte

Lucrările prezentate s-au ocupat de problema comportării acoperirilor pulverizate la temperatură înaltă.

În lucrarea [22] autorii examinează oxidarea termică a pulberilor de cobalt, nichel, titan și crom, precum și proprietățile termice și mecanice ale straturilor realizate din amestecuri de materiale ceramice (în special oxidul de zirconiu), precum și combinarea unor straturi din nichel-aluminiu sau nichel-crom cu zirconiu stabilizat.

În cadrul experimentărilor s-au realizat depuneri prin pulverizare cu plasmă și oxiacetilenic, cu bare sinterizate.

În lucrarea [24] s-au prezentat experimentările privind realizarea a trei tipuri de acoperiri din oxid de zirconiu stabilizat, pulverizate oxiacetilenic pe straturi intermediare de nichel-aluminiu sau nichel-crom.

Pulverizarea cu plasmă a unor materiale ceramice (alumină silicat de zirconiu) a scos în evidență modificările structurale care apar la temperatură ridicată [23].

S-a constatat apariția unor schimbări dimensionale la acoperirile cu alumină, la temperaturi de 1 280—1 520°C, cînd apar contracții puternice asociate cu schimbări de fază de la gama la alfa. De asemenea, la silicatul de zirconiu s-au constatat modificări cristalografice la temperaturi ce depășesc 1 200—1 400°C.

Toți autorii au arătat în lucrările lor importanta schimbare de densitate ce poate avea loc la temperaturi ridicate. De exemplu, zirconiu pur la 1 000°C trece printr-o fază de transformare și nu poate fi folosit la pulverizare decît dacă este amestecat cu anumite substanțe (de exemplu calcar).

Proprietățile mecanice ale straturilor

Cunoașterea proprietăților mecanice ale acoperirilor obținute prin pulverizare este o problemă de mare importanță, deoarece permite stabilirea domeniului de aplicații ale procedeului de metalizare.

Studiul porozității straturilor metalizate [25] a pus în evidență metodele de determinare a ei prin microscopie optică (X 300) și electronică (X 500), porosimetrie cu mercur, pentru a stabili volumul, forma și raza porilor etc., în vederea aprecierii calității straturilor.

Cunoașterea porozității straturilor metalizate permite rezolvarea unor probleme practice, cum ar fi: alegerea vopselelor pentru straturile de protecție, stabilirea lubrifianților de ungere a straturilor metalizate, aprecierea densității minime a straturilor etc.

Prelucrarea straturilor depuse prin metalizare [26] a permis stabilirea unor metode economice de prelucrare a suprafețelor acoperite cu un grad de finisare corespunzător. Experimentările s-au efectuat prin strunjirea și rectificarea cu pietre diferite a unor straturi de cobalt și wolfram, pulverizate cu plasmă.

În lucrarea [27] s-a stabilit influența atmosferei ambiante asupra proprietăților fundamentale ale straturilor de titan pulverizate prin metalizare electrică (aderență, duritate, omogenitate, porozitate) în comparație cu pulverizarea titanului în mediu de argon pur.

Necesitatea perfecționării instalațiilor și procedeelor de metalizare electrică și oxiacetilenică cu pulberi și sîrmă, precum și cu plasmă a materialelor de adaos și extinderea domeniului de aplicații practice impune efectuarea în continuare de cercetări și experimentări practice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Zatt J. H. și Houben J. M. *Analysis of the plasma torch.* Technische Hochschule, Eindhoven, 1973.

[2] Hantzsche H. *Temperature measurement of powder particles dependent on spraying conditions.* Technische Hochschule, Ilmenau, 1973.

[3] Milewski W. *Phenomena in plasma spraying of tungsten carbide/cobalt compositions.* Institute of Precision Mechanics, Warșovia, 1973.

[4] Kayser H. *Productions of fibre-reinforced metals and ceramics by thermal spraying.* AFAM, Bremen-Lesum, 1973.

[5] Petruschke E. G. *Developments in spraying sistems and technology*-Metco Ltd., Chobham, 1973.

[6] Hedde A. și Rousseau M. *Pistolets métalliseurs à flamme automatiques.* Sté Nouvelle de Métallisation, Paris, 1973.

[7] Kretzschmar E. *Atomising problems in arc spraying,* ZIS Halle, 1973.

[8] Marantz R. D. *Improvements in electric arc metallising systems.* Flame-Spray Industries Inc., Port Washington, New Yorh, 1973.

[9] Clegg A. M. ș.a. *Composite powders in termal spray applications,* Sherritt Gordon Mines Ltd. Ford Saskatchewan, Alberta, 1973.

[10] Smyth T. R. *Thermal spraying of fine powders.* Imperial College of Science and Technology, Londra, 1973.

[11] Nelson L. R. *The preparation and properties of powders for flame and plasma spraying.* Chemistry Division, Harwell, 1973.

[12] Knotek O. ș.a. *Reactive kinetic observations for spraying with Ni—Al powder.* Institut für Werkstoffkunde, Aachen, 1973.

[13] Zaat H. J. ș.a. *Investigations into the mechanism of exotermically reacting nickel-aluminium spraying materials.* Technische Hochschule, Eindhoven, 1973.

[14] Montbrun E. F. ș.a. *Revetements de l'acier par metallisation et diffusion.* S. A. Cockerill, Liége, 1973.

[15] Blewitt H. J. ș.a. *Sprayed high chromium steel deposits.* Metallisation Service Ltd., Dudley, Works, 1973.

[16] Bensimon. R. ș.a. *Amélioration des couches d'aluminium projetées pour la protection de l'acier contre la corrosion.* Sté Nouvelle de Métallisation, Paris, 1973.

[17] Stanton W. E. *The mechanical properties of sprayed metals for engineering.* Metallisation Service, Dudley, Works, 1973.

[18] Hurriks P. L. *The wear performance of sprayed surface coatings.* Swansea Tribology, Centre, Wales, 1973.

[19] Suhara T. *Properties of coatings by wire explosion spraying.* Nippon Tungsten Corporation LTD. Fukuoka, 1973.

[20] Mayer W. B. *Practical bond evalution for hard sprayed metal coatings.* St. Louis Metallising Company, St. Louis, Missouri, 1973.

[21] Malik M. P. *Plasma sprayed coatings on aircraft and engine components.* Deutsche Lufthansa AG, Hambrug, 1973.

[22] Perugini G. ș.a. *High reliability protective coatings for high temperature.* Montecatini Edison SPA, Novara, 1973.

[23] Vesely V. ș.a. *Ceramic coatings sprayed by water-stabilised plasma torch.* Research Institute for the Protection of Materials, Praga, 1973.

[24] Mosar T. *Sprayed ZrO_2 coating as a heat barrier.* Metaalinstitut TNO, Apeldoorn, 1973.

[25] Manfredi P. ș.a. *Méthodes et caractérisation de la porosité des revêtments obtenus par metallisation.* Sté Nouvelle de Métallisation, Paris 1973.

[26] Bourgoin B. *Usinage des depots projetés par métallisation.* CETIM, St. Etienne, 1973.

[27] Müller K. N. *Structure et propriétés des revêtements de titane projetés à l'arc.* AFAM, Bremen-Lesum, 1973.

Dr. ing. T. Cantă

Institutul de studii și cercetări transporturi — București

Sudarea prin puncte a plaselor destinate armării betoanelor

CZ 666.982.621.791.763.1

În ultimii ani pe plan mondial se constată o dezvoltare a producției de plase sudate fabricate centralizat.

În R.S. România începînd cu anul 1971 au început să se utilizeze în construcții plasele sudate, fabricate la I.S.P.S.—Buzău.

Prin punerea în funcțiune a unei capacități de 70 000 t/an la Întreprinderea din Buzău, constructorii au trecut la înclocuirea oțelului beton cu plasă sudată.

Avantajele utilizării plaselor sudate în locul tradiționalului „oțel beton" sînt evidente.

Armăturile sudate prezintă o serie de avantaje tehnico-economice față de utilizarea oțelului beton.

Se redau doar cîteva din principalele avantaje ale utilizării plaselor sudate :

— Realizarea de economii la consumul de oțel, manoperă, energie, preț de cost etc. ;

— Creșterea considerabilă a productivității muncii ;

— Îmbunătățirea condițiilor de muncă, datorită transferării operațiilor legate de fabricația armăturilor de pe șantiere în fabrici, reduce influența intemperiilor, realizîndu-se condiții superioare de lucru pentru muncitori, precum și o folosire mai intensivă a utilajelor.

— Indeformabilitatea plaselor.

— Rigiditatea.

— Datorită mecanizării operațiilor pe șantiere și folosirii plaselor sudate în construcții, termenele de punere în funcțiune a obiectivelor se scurtează cu 30—40% din timpul afectat construcției respective.

Astfel de fenomene au început să fie scoase în evidență și în țara noastră în județele : Iași, Arad, Brașov etc.

În cele ce urmează se vor trata unele probleme legate de sudarea barelor care alcătuiesc plasele sudate, făcîndu-se totodată unele recomandări în vederea obținerii unor suduri cît mai rezistente la sudarea barelor.

Definiții și principii fundamentale ale sudării prin puncte

Prin sudarea a două piese se înțelege obținerea unor îmbinări între aceste piese utilizînd încălzirea locală, cu sau fără adaos de metal, în anumite condiții de temperatură și de presiune.

Din punct de vedere tehnologic sudarea poate fi executată automat, semiautomat sau manual.

Sudarea electrică prin presiune (sau contact) este un procedeu la care încălzirea pieselor de sudat se face prin curentul electric (ce acționează conform efectului Joule-Lenz).

Sudarea prin puncte se utilizează în două feluri : sudarea electrică prin presiune cap la cap și sudarea electrică prin puncte la care sudarea se face între fețele barelor sau tablelor prin care trece curentul electric ce este dirijat perpendicular pe fața barelor sau tablelor de sudat.

La sudarea plaselor, barele (sîrmele îndreptate) sînt aranjate sub formă de rețea rectangulară, punctele de intersecție ale rețelelor (nodurile rețelei) se solidarizează prin sudare, de aceea acest fel de sudare se numește sudare prin puncte.

După numărul punctelor ce se pot executa simultan, respectiv după numărul electrozilor mașinii de sudat, sudarea poate fi : cu un singur punct, cu două sau mai multe puncte simultan.

Sudarea prin puncte a plaselor se bazează pe încălzirea prin curent electric a barelor pe suprafața lor de contact pînă sînt aduse în stare plastică (adică o topire locală cu tendința de curgere), în timp ce barele sînt presate pentru a se suda prin presare.

Încălzirea barelor în locul de sudare se face la mașini speciale care cu ajutorul unor electrozi presează barele, le încălzesc local cu ajutorul curentului electric care circulă între electrozi.

Electrozii mașinii sînt confecționați din cupru rafinat CuE sau Cu9 sau din aliaje speciale : bronz cu crom și zinc (0,4—0,8% Cr ; 0,3—0,6% Zn, rest Cu) ; cupru cu crom (0,6—0,8% Cr, restul Cu) ; cupru cu cadmiu (0,9—1,25% Cd/ restul Cu) ; care să aibă conductivitatea electrică relativă de minimum 0,8, raportată la cea a cuprului pur, duritatea 100—160 HB și temperatura de recristalizare între 200 și 250°C.

Curentul care circulă între electrozi este furnizat de secundarul unui transformator de sudură.

Exercitarea presiunii pe electrozi este corelată cu încălzirea barelor.

Acest mod de sudare se numește electromecanică datorită faptului că încălzirea se face electric, iar presarea barelor încălzite pentru a fi sudate se face pe cale mecanică.

Acest mod de sudare se aplică în ultimul timp în toate țările dezvoltate, la fabricarea armăturilor pentru armarea betoanelor, fiind considerat un procedeu modern și deosebit de productiv.

În R.S. România a început să fie utilizat cu succes acest procedeu, odată cu punerea în funcțiune la I.S.P.S.—Buzău a primei capacități de producție în anul 1971.

Nivelul ridicat de tehnicitate a mașinilor de sudat GSA—M și GSA—H, livrate de renumita

firmă E. Jäger din R.F. Germania, contribuie în mare măsură la fabricarea unor plase de cea mai bună calitate.

Încălzirea barelor

Curentul electric trece prin suprafețele de contact unde întîlnește o anumită rezistență.

Acest tip de sudură se numește de contact, pentru că topirea și sudarea are loc pe suprafețele de contact între bare. În general, acest mod de sudare se numește — „sudare prin rezistență" — întrucît pe aceste suprafețe rezistența electrică fiind cea mai mare, se degajă o mare cantitate de căldură care aduce suprafețele în stare topită.

Sudura se numește : sudură de contact, sudură de rezistență sau sudură electromecanică, fiecare din aceste denumiri însemnînd una sau alta din caracteristicile principale ale procesului de sudare, contactul sub presiune al barelor, încălzirea pe baza rezistenței electrice de contact, sudarea prin încălzire electrică combinată cu presiunea mecanică.

Procesul de sudare, în principiu, nu se deosebește de sudarea prin puncte a tablelor de oțel.

La sudarea prin puncte (fig. 1) intervine rezistența barelor care se sudează și rezistența suprafețelor de contact.

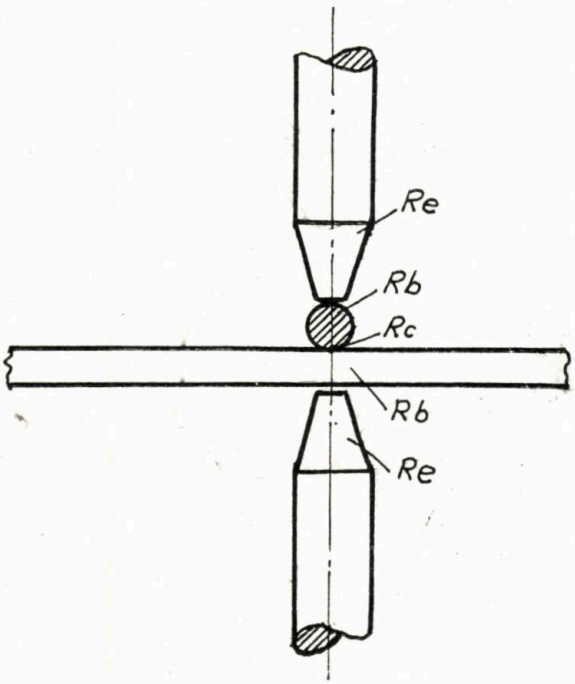


Fig. 1. Rezistențe electrice la sudarea prin puncte.

Cuplarea curentului de sudare începe numai după ce barele au fost comprimate și este decuplat numai după ce suprafețele de contact au ajuns în stare topită cu puțin timp înainte să se întrerupă presiunea. La mașinile moderne cuplarea și decuplarea curentului, precum și presarea barelor se fac automat.

Sudarea propriu-zisă se face de fapt în cea mai mare măsură după decuplarea curentului cînd barele continuă o perioadă scurtă de timp să mai fie presate.

Căldura ce se degajează în timpul sudării se poate exprima prin relația :

$$Q = 0{,}24\ I^2\ R_m\ T\ \text{(cal/s)}$$

în care : Q este căldura degajată, cal. ;
I — intensitatea curentului, A ;
R_m — suma rezistențelor ohmice a circuitului de sudare ;
T — timpul de trecere a curentului

În timpul sudării (încălzirii barelor care se sudează), intensitatea și rezistența ohmică a circuitului de sudare variază : intensitatea crește și rezistența ohmică scade, de aceea legea lui Joule-Lenz trebuie exprimată diferențiat :

$$Q = 0{,}24 \int_0^t I^2\ R_m\ dt$$

Trebuie remarcat că rezistența circuitului de sudare este o însumare a rezistențelor principale (fig. 2).

$$R_m = 2\ R_b + R_c + R_e$$

în care : R_b este rezistența porțiunilor încălzite ale metalului de bază (barele plasei) ;

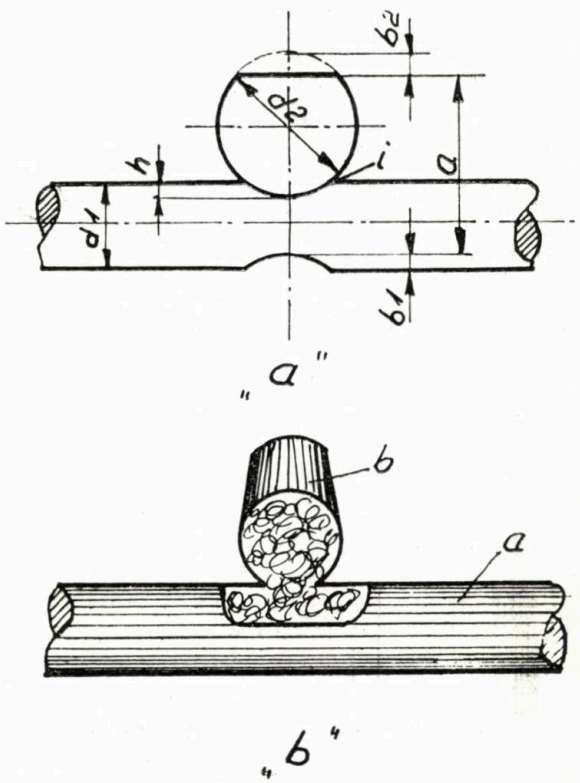


Fig. 2. Sudarea barelor longitudinale *a*, de cele transversale *b*

R_e = rezistența de contact dintre electrod și bară.

Căldura degajată este necesară pentru topirea porțiunilor de contact a barelor care se sudează.

O mare parte din căldură este pierdută în mediul înconjurător și numai o parte este utilizată pentru încălzirea barelor care se sudează.

În timpul procesului de sudare rezistențele ohmice ale circuitului de sudare scad repede datorită modificării rezistenței ohmice a oțelului în stare plastică față de rezistența oțelului la temperatura mediului ambiant și datorită creșterii suprafețelor de contact dintre electrozii și barele care se sudează.

Condițiile de contact sînt în funcție de forma pieselor care se sudează (formă rotundă sau rotund profilat), de impuritățile ce se găsesc pe suprafețele de contact, oxizi etc.

Deosebit de periculoasă devine sudarea sîrmelor ruginite. Electrozii se deteriorează foarte repede datorită scînteilor ce iau naștere între sîrmă și electrod.

În procesul de sudare trebuie subliniate cîteva caracteristici la sudarea barelor spre deosebire de sudarea tablelor de oțel.

Porțiunile de metal în jurul nodurilor sudate nu sînt înconjurate de porțiuni durificate, așa cum se întîmplă la sudarea tablelor ca urmare a împingerii oxizilor în afara nodului sudat.

Dimensiunile electrozilor se stabilesc pe considerente constructive. Electrozii pot fi cilindrici sau sub formă de plăcuțe. La sudarea tablelor diametrul suprafețelor de contact ale electrozilor trebuie să fie :

$$d_e \simeq 5{,}5 \sqrt{t}$$

în care t este grosimea tablei mai subțiri în mm, iar d_e diametrul suprafeței de contact.

La sudarea barelor, diametrul minim al electrodului d_e corespunzător datelor practice poate fi :

$$d_e \geqslant 1{,}1\ d_d + 12 \text{ mm}$$

Conform formulei rezultă pentru un diametru $d_e = 10$ mm, că diametrul electrodului trebuie să fie de 23 mm.

Întrepătrunderea barelor ce s-au sudat

O bună sudură se apreciază și după valoarea întrepătrunderii h care este adîncimea (turtirea) barelor în dreptul suprateţelor de contact ca urmare a forjării lor la sudare.

Mărimea totală a întrepătrunderii se exprimă prin $h = \sum (d\text{-}a)$ adică suma diferențelor dintre diametrele barelor înainte de sudare și după sudare, măsurate în punctul de sudare.

$$h = (d_1 + d_2) - (a + b_1 + b_2)$$

La o sudare de bună calitate, întrepătrunderea are valoarea 1/4 d pentru barele netede și 1/3 d la barele profilate.

În cazul intersectării a trei bare, întrepătrunderea trebuie să fie cel puțin 0,45 d pentru bare netede, respectiv 0,6 d pentru bare profilate, iar în cazul sudării barelor de diametre diferite d este diametrul barei celei mai subțiri.

Întrepătrunderea care depășește valorile minime specificate mai sus, de peste două ori, constituie o indicație că sudura este defectoasă, ca urmare a arderii materialului.

Întrepătrunderea barelor în nodul sudat trebuie să fie însoțită și de formarea în jurul nodului în zona intersecției barelor, a unui inel de metal topit, cu margine neregulată refulat din îmbinarea sudată.

Absența acestui inel de metal topit indică o forță de apăsare pe electrozi sau o intensitate a curentului de sudare prea redusă.

Întrepătrunderea este corelată direct cu suprafața punctului sudat.

La oțelurile cu conținut mai ridicat de carbon este necesar ca suprafața punctului de contact să fie mai mare și ca urmare și întrepătrunderea este mai mare.

La sudarea barelor de diametre diferite, întrepătrunderea cea mai mare se produce la barele de diametrul cel mai mic.

Pentru barele cu diametre diferite există relația :

$$\frac{h_2}{h_1} = \frac{d_1}{d_2}$$

în care h_1 și d_1 sînt întrepătrunderea și diametrul barei celei mai mari, iar h_2 și d_2 întrepătrunderea și diametrul barei celei mai mari.

L. E. W. — R. D. G. (Lokomotiv Elektrische Werke) Henigsdorf indică „h" = 0,85 (d_{max} + + d_{min}).

Influența profilului barelor

La sudarea barelor profilate există pericolu ca în zona de contact a nervurilor să se producă arderi de material sau apariția porilor. La presiuni mai ridicate, sudarea se face în bune condiții. Suprafața de contact a barelor care se sudează este mai mare decît a barelor netede.

Raportul dintre diametrele barelor care se sudează

Raportul obișnuit dintre barele sudate este mai mic de 1,5

$$\frac{d_1}{d_2} = 1{,}5$$

Pentru barele a căror raport este mai mic de 1,5 rezistența de rupere la forfecare scade, dacă se utilizează același regim de sudare.

Pentru bare al căror raport

$$\frac{d_1}{d_2} = 2$$

este necesar să se utilizeze regimuri dure de sudare.

În regimuri dure (cu veriticarea strictă a regimului de sudare) se pot suda bare cu diferență mare între diametre $d_1/d_2 \simeq 4$.

În Franța sudarea barelor se execută conform tabelei 1, în care sînt redate posibilitățile de sudare a diferitelor diametre de bare.

Forța de presare se recomandă a avea următoarele valori :

$$P_e = (100 - 750)\ t$$

unde : P_e este forța, kgf ;
t — grosimea.

La bare de diametre mici, forța de apăsare are o influență mai redusă asupra sudării, spre exemplu dacă se modifică presiunea între 250—500 kgf nu apar diferențe sesizabile asupra nodului sudat. Totuși presiunea de sudare este importantă la sudarea sîrmei trase mate.

Posibilitatea de sudare a diferitelor diametre de sîrme *Tabela 1*

b	Corespondența dintre diametrele sîrmelor																	
	a) bare portante										b) bare de repartiție							
	Ø mm																	
a	3,0	3,5	4,0	4,5	5,0	5,5	6,0	6,5	7,0	7,5	8,0	8,5	9,0	9,5	10,0	10,5	11,0	11,5	12
3,0	×	×	×	×															
3,5	×	×	×	×	×														
4,0	×	×	×	×	×	×	×	×											
4,5	×	×	×	×	×	×	×	×											
5,0		×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×							
5,5			×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×						
6,0			×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×			
6,5			×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×			
7,0					×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×			
7,5					×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	
8,0					×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	
8,5					×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	
9,0						×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	
9,5							×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	
10,0							×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	
10,5							×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	
11,0									×	×	×	×	×	×	×	×	×	×	
11,5										×	×	×	×	×	×	×	×	×	
12,0											×	×	×	×	×	×	×	×	

Pentru ca două bare să fie sudate convenabil, este necesar ca ele să intre în partea haşurată din tabelă.

Exemplu : bara de 5 mm poate fi sudată cu bară de : 3,5 ; 4,0 ; 4,5 ; 5 ; 5,5 ; 6,0 ; 6,5 ; 7,0 ; 7,5 ; 8 şi 8,5 mm. Ea nu poate fi sudată cu o bară de 3 mm nici cu o bară de 9 mm.

Forța de apăsare

Forța de apăsare pe electrozi are mai multe roluri : de a învinge rigiditatea barelor și eventuale neliniarități, pentru a aduce suprafețele în contact și a asigura realizarea unui contact intim creînd condițiile pentru încălzirea barelor unde prin presare se obține în cele din urmă o sudare a suprafețelor.

În timpul comprimării, suprafețele de contact cresc, respectiv rezistențele electrice scad, fapt care trebuie compensat printr-o creștere corespunzătoare a intensității curentului.

Forța de apăsare este practic limitată și de duritatea limitată a electrozilor (aliaj de Cu) care au o rezistență destul de redusă.

În cazul compresiunilor mici, la bare groase poate să apară pericolul unor arderi locale prin creșterea rezistențelor în zona respectivă, iar oxizii și zgurele nu vor fi evacuate din zona sudurii. De asemenea, topirea insuficientă a metalului în zona barelor care se sudează nu poate duce decît la suduri de slabă calitate.

Din încercările făcute s-a constatat că pe locul îmbinării barelor de oțel cu conținut redus de carbon se formează așa—zisa zonă de contact, care la o bară de 10 mm grosime are o adîncime de 0,3—0,5 mm o structură de tip sorbitic.

O importanță deosebită în procesul de sudare prin puncte o are răcirea rapidă și egalizarea temperaturii în întreaga secțiune, datorită timpului scurt de sudare, pentru a nu permite recristalizarea care provoacă pierderea proprietăților obținute prin prelucrarea la rece prin trefilare. Pentru acest motiv se impune utilizarea unor regimuri dure de sudare.

Regimuri de sudare

Corelarea parametrilor pentru a se obține suduri de bună calitate formează regimul de sudare.

După intensitatea curentului de sudare și după timpul de trecere a curentului se deosebesc următoarele tipuri de regimuri de sudare:

Regimul de sudare dur care utilizează o intensitate mare a curentului de sudare și un timp de sudare foarte scurt.

Regimul de sudare lent care utilizează o intensitate mai mică a curentului și un timp de sudare mai lung.

Regimul de sudare intermediar care are valori medii ale intensității curentului și ale timpului de sudare.

Alegerea regimului de sudare se face în funcție de calitatea oțelului, diametrul barelor care urmează a fi sudate și în anumite cazuri de posibilitățile mașinii de sudat. La regimurile dure pierderile de căldură, respectiv consumul de energie este mult mai mic, fluxul de căldură depășind cu mult pierderile de căldură. În ceea ce privește reducerea ciclului de sudare prin folosirea regimurilor dure, în scopul ridicării productivității fără ca acesta să fie legat direct de calitatea sudurilor, trebuie examinat foarte atent deoarece regimurile dure suprasolicită mașinile de sudat.

O sudură se apreciază că este bună dacă la încercarea de fortecare se obține o rezistență egală cu rezistența de bază a firului cel mai subțire.

Încercarea de forfecare prin tracțiune este specifică verificării calității sudurii prin puncte ale barelor sudate în acest mod.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Raportul delegației M.I.M. în Franța 1967.

[2] Jäger E. *Fabricarea plaselor sudate în R.F.G.* 1970, p. 3—19.

[3] Gostian I. *Plasele sudate pentru armarea betoanelor, fabricate la U.S.P.S.—Buzău, în comparație cu cele fabricate pe plan mondial.* Metalurgia, nr. 12, 1972, p. 840—844.

[4] Gostian I. *Stadiul actual și tendințele de dezvoltare pe plan mondial în fabricarea plaselor sudate pentru armarea betoanelor.* Metalurgia, nr. 11, 1971, p. 737—740.

[5] * * * Conferința firmei „Jäger" (7 Martie 1972) la Institutul de construcții — București.

Ing. I. Gostian

Ministerul Industriei Metalurgice

RECENZII

S. La. Grilihes. Lustruirea, decaparea, corodarea și degresarea metalelor. București, Editura tehnică, 1973, 175 pag. (traducere din l. rusă).

Comportarea în funcționare și rezistență la procesele de coroziune a pieselor din aliaje feroase și neferoase este legată de calitatea suprafețelor acestora și rezistența straturilor protectoare depuse pe suprafețe prin diferite metode.

Perfecționarea și automatizarea proceselor de depuneri galvanice reprezintă un factor de progres cu pondere ridicată în îmbunătățirea calității pieselor metalice, mai ales în ceea ce privește creșterea durabilității în funcționare a utilajelor mașinilor și pieselor întrebuințate în diferite domenii.

În lucrare se prezintă metodele aplicate la scară industrială pentru lustruirea, decaparea, corodarea și degresarea suprafețelor metalice.

În capitolul I se descriu procedeele de pregătire mecanică a suprafeței metalelor și anume rectificarea, lustruirea, perierea, abraziunea și hidroabraziunea. Se arată modul de efectuare al rectificării cu discuri și benzi abrazive, în instalații cu tobă și cu vibrare, precum și condițiile de lustruire, indicîndu-se compozițiile unor paste de lustruire pentru diferite tipuri de suprafețe metalice.

În capitolul II se prezintă metodele de degresare, indicîndu-se condițiile necesare pentru efectuarea degresării cu solvenți organici, cu soluții alcaline, cu emulsii cu ultrasunete și pe cale electrochimică.

Lucrarea tratează în continuare procesele de decapare ale materialelor metalice, indicîndu-se condițiile tehnologice și compoziția soluțiilor de decapare pentru oțeluri carbon, oțeluri aliate, fonte, aliaje de cupru și aliaje de aluminiu. Se expun diferite metode de decapare, chimică ca: decaparea cu soluții acide, prin utilizare de paste, cu jet, precum și condițiile de decapare electrochimică a suprafețelor unor tipuri de oțeluri. Se expun, de asemenea, condițiile de lustruire chimică și electrochimică a aliajelor feroase și neferoase, indicîndu-se compozițiile băilor de lustruire și tehnologia utilizată.

În ultima parte a lucrării se prezintă metodele de control ale calității suprafețelor pieselor tratate și ale compoziției soluțiilor utilizate pentru degresare, decapare, corodare și lustruire. Se indică metodele de analiză cantitativă ale soluțiilor întrebuințate în procesele de pregătire și lustruire ale metalelor.

Lucrarea se adresează cadrelor medii care lucrează în domeniul acoperirilor galvanice și are meritul de a pune la dispoziția tehnicienilor, maiștrilor și inginerilor o serie de rețete experimentate în industrie Lucrarea sintetizează aspectele practice ale unor lucrări din domeniul depunerilor galvanice apărute în perioada 1964—1969 și prezintă, într-o formă succintă, realizările cele mai importante din acest domeniu.

Dr. ing. Cohn E.

D. V. Hantadze, E. G. Onikașvili și E. N. Tavadze. Nekotorie prolojenia teorii Kapillarnost, pri fiziko-himiceskom issledovanii rasplavov. Izdatelstvo „Meținiereba", Tbilisi, 1971, 115 pag., 37 fig., 6 anexe cu tab., 98 ref. bibliografice

Lucrarea specialiștilor sovietici de la Institutul de Cercetări Metalurgice de pe lîngă Academia de Științe a R.S.S. Gruzine din Tbilisi tratează de-a lungul a trei capitole problemele legate de determinarea tensiunii superficiale a metalelor în stare lichidă prin metoda picăturii, precum și fenomenele fizico-chimice conexe care apar în timpul experimentărilor.

În capitolul I se prezintă calculul proprietăților capilare ale lichidelor în funcție de caracteristicile geometrice ale suprafeței de separare a fazelor, utilizînd ecuația lui Laplace. Se tratează în mod succesiv calculul constantei capilare a lichidelor în funcție de parametrii picăturii și meniscul cilindrului, determinarea unghiurilor mici de umectare, precum și problemele pe care le ridică meniscul care se formează în timpul umplerii cu metal a canalelor înguste din formele destinate turnării pieselor.

În capitolul II sînt cuprinse metodele de calcul al volumului și suprafeței picăturilor de metale lichide, determinarea densității metalelor și aliajelor în stare lichidă etc.

În capitolul III se tratează în detaliu tehnica determinării pe cale experimentală a proprietăților fizico-chimice ale metalelor în stare lichidă în funcție de forma suprafeței de separație a fazelor. Se prezintă în detaliu tehnica fotografierii picăturilor metalice în condițiile temperaturilor înalte, metodele de obținere a unor picături simetrice, măsurarea parametrilor geometrici pe picăturile fotografiate, aparatura de încălzire, precum și metodele de aliere ale aliajelor în timpul desfășurării experimentărilor.

Lucrarea recenzată se distinge prin claritate, înaltă ținută științifică și ceea ce o deosebește de aproape toate lucrările publicate pînă în prezent este faptul că-i completă și nu ridică semne de întrebare nici experimentatorului începător și nici celui rutinat cu privire la metodica de lucru utilizată.

Considerăm că lucrarea este foarte utilă inginerilor metalurgi cercetători, fizicienilor care se preocupă de proprietățile fizico-chimice ale metalelor și aliajelor în stare lichidă, precum și studenților și doctoranzilor care au preocupări în domeniul teoriei proceselor metalurgice.

Dr. ing. Cosneanu C.

Stähle und ihre Wärmebehandlung, Werkstoffprüfung (Oțeluri și tratamentul lor termic, încercarea materialelor). VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1973, 143 fig., 214 pag., 23 tabele și 48 anexe

Lucrarea redactată de un colectiv de autori este un manual didactic obligatoriu pentru instruirea subinginerilor din cadrul Institutului pentru școlarizarea de specialitate din R.D.G. (Institut für Faschschulwesen der Deutschen Demokratischen Republik).

La început se dă o privire de ansamblu asupra materialului didactic privind tema „Materiale tehnice" :

1. Bazele materialelor metalice, coroziunea și protecția contra coroziunii.
   - 1.1. Materiale pentru electrotehnică și electronică.
     - 1.1.1. Materiale speciale pentru electrotehnică.
     - 1.1.2. Materiale speciale pentru electronică.
   - 1.2. Oțeluri și tratamentul lor termic, încercarea materialelor.
     - 1.2.1. Materiale turnate, metale neferoase, materiale sinterizate, materiale plastice.
   - 1.3. Sticlă, email, ceramică.

După cum se vede din această privire de ansamblu, pentru studiul prezentei lucrări se prevede însușirea prealabilă a materialului indicat la poziția 1 de mai sus, lucrare recenzată în „Metalurgia".

Extragem din cuprinsul lucrării pe care o recenzăm titlurile principale ale capitolelor și subcapitolelor :

1. Tratamentul termic al oțelului.
   - 1.1. Bazele tratamentului termic.
     - 1.1.1. Etapele de transformare ale austenitei.
     - 1.1.2. Reprezentarea diagramelor T.T.T.
     - 1.1.3. Modificarea structurii la revenire.
   - 1.2. Procedee de tratament termic.
     - 1.2.1. Procedee de recoacere.
     - 1.2.2. Procedee de călire.
     - 1.2.3. Îmbunătățire.
     - 1.2.4. Procedee pentru durificarea suprafețelor.
2. Oțeluri nealiate și aliate.
   - 2.1. Influența elementelor de aliere și de însoțire.
     - 2.1.1. Împărțirea elementelor de aliere și de însoțire.
     - 2.1.2. Carbon.
     - 2.1.3. Generatori de austenită.
     - 2.1.4. Generatori de carburi.
     - 2.1.5. Generatori de ferită.
     - 2.1.6. Cupru, fosfor și sulf.
     - 2.1.7. Gaze în oțel.
   - 2.2. Împărțirea oțelurilor.
   - 2.3. Oțeluri de construcție.
     - 2.3.1. Cerințele puse oțelurilor de construcție.
     - 2.3.2. Oțeluri de construcție de uz general, cu rezistență mai ridicată și termorezistente.
     - 2.3.3. Oțeluri de construcție utilizate numai în stare tratată termic.
     - 2.3.4. Oțeluri de construcție cu proprietăți chimice deosebite.
   - 2.4. Oțeluri de scule.
     - 2.4.1. Cerințele puse oțelurilor de scule.
     - 2.4.2. Oțeluri de scule nealiate.
     - 2.4.3. Oțeluri aliate pentru scule de prelucrare la rece.
     - 2.4.4. Oțeluri pentru scule de prelucrare la cald.
     - 2.4.5. Oțeluri rapide.
3. Încercarea materialelor.
   - 3.1. Problemele și împărțirea încercării materialelor.
   - 3.2. Metalografie — determinarea parametrilor structurali.
     - 3.2.1. Problema și împărțirea cercetărilor.
     - 3.2.2. Analiza fină structurală-Roentgen.
     - 3.2.3. Analiza termică.
     - 3.2.4. Analiza dilatometrică.
     - 3.2.5. Cercetarea structurală metalografică.
   - 3.3. Încercarea mecanică a metalelor.
     - 3.3.1. Împărțirea încercărilor și condițiilor de solicitare.
     - 3.3.2. Încercările statice de rezistență.
     - 3.3.3. Încercările dinamice.
     - 3.3.4. Încercarea durității.
     - 3.3.5. Procedee de încercare tehnologică.
   - 3.4. Încercarea nedistructivă a materialelor.
     - 3.4.1. Împărțirea încercărilor nedistructive.
     - 3.4.2. Încercarea prin raze Roentgen și Gama — încercări radiologice.
     - 3.4.3. Încercarea cu ultrasunete.
     - 3.4.4. Procedee cu pulbere magnetică.
     - 3.4.5. Procedee inductive de încercare.
     - 3.4.6. Încercarea suprafețelor prin procedee de difuziune.
   - 3.5. Încercări chimice-tehnice.
     - 3.5.1. Analiza prin scîntei de la șlefuire.
     - 3.5.2. Analiza spectrală.
     - 3.5.3. Analiza cu picături pe oțel.
   - 3.6. Încercarea materialelor plastice sintetice.
     - 3.6.1. Împărțirea încercărilor privind materialele plastice sintetice.
     - 3.6.2. Încercarea caracteristicilor mecanice ale materialelor plastice sintetice.
     - 3.6.3. Încercarea caracteristicilor termice ale materialelor plastice sintetice.
   - Indicații bibliografice.

Materialul lucrării pe care o recenzăm, caracterizat prin cuprinsul prezentat mai sus în rezumat, este tratat cu competență, redactat clar și concis. Editat în condiții grafice satisfăcătoare, manualul prezintă numeroase figuri și diagrame care completează în mod adecvat textul expunerii. El este destinat școlarizării subinginerilor în R.D.G. dar prezintă interes documentar și pentru studenții și cadrele didactice care activează în învățămîntul tehnic mediu din țara noastră, de asemenea, poate fi util în același timp și personalului tehnic în practica industrială.

Ing. Franțiu I.

Stahldraht — Herstellung und Anwendung. (Sîrma de oțel — fabricarea și utilizarea)
VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1973, 421 pag., 277 fig. și 90 tabele

Cartea oferă o privire cuprinzătoare asupra fabricării și prezintă posibilitățile de utilizare a sîrmei de oțel. Ea a fost elaborată de către un colectiv de autori, compus din 19 specialiști în materie care activează în uzine, institute și organizații de ingineri din Republica Democrată Germană și Republica Populară Polonă.

Interesul pentru sîrmele de oțel și pentru produsele obținute

din aceste sîrme este justificat de faptul că ele sînt utilizate în aproape toate ramurile importante ale economiei naţionale.

În dezvoltarea continuă a produselor industriale şi a bunurilor de consum îmbunătăţirea consecventă a calităţii sîrmei de oţel este o necesitate impusă de progresul tehnic.

Compusă metodic, cartea tratează diferitele procedee de fabricare a sîrmelor de oţel şi se ocupă detaliat de metodele de pregătire, de tratamentele termice, de procesele de tragere şi trefilare, precum şi de acoperirile de protecţie a suprafeţei. În a doua parte a ei autorii arată utilizările multilaterale ale sîrmelor de oţel, cum sînt cablurile de tracţiune, arcurile, elementele de îmbinare şi de fixare, electrozii de sudură, sîrmele de armare ş.a.

Titlurile principale din conţinut, pe care le arătăm în continuare, permit o apreciere a materialului tratat :

1. Importanţa sîrmei în economia naţională.
2. Fabricarea sîrmei de oţel.
   - 2.1. Materialul iniţial.
   - 2.2. Tratamentul preliminar al sîrmei.
   - 2.3. Tratamentul termic.
   - 2.4. Trefilarea sîrmei.
   - 2.5. Tragerea barelor.
   - 2.6. Acoperirile de protecţie.
   - 2.7. Fabricarea sîrmei din oţel aliat.
   - 2.8. Procedee speciale în fabricarea sîrmei.
   - 2.9. Organizarea fabricării sîrmei.
3. Utilizarea sîrmei de oţel :
   - 3.1. Cablurile de tracţiune şi cablurile electrice.
   - 3.2. Arcurile din sîrmă de oţel.
   - 3.3. Elementele de îmbinare şi fixare.
   - 3.4. Electrozii de sudură.
   - 3.5. Sîrmele de armare.

Anexe : Utilizarea riglei de calcul în procesul de fabricare a sîrmei de oţel :

1. Calculul gradului de deformare.
2. Determinarea rezistenţei la tracţiune.
3. Masa, pe metri liniari, a sîrmei de oţel.
4. Determinarea dimensiunilor pentru patentare.

La sfîrşit se dă o listă foarte bogată pentru documentare din literatura de specialitate, poziţiile acesteia, grupate pe capitolele cărţii, ocupînd 29 de pagini. Bibliografia este urmată de indexul alfabetic al principalelor noţiuni tratate în carte.

Cartea este destinată, pe de o parte, practicienilor în domeniul producţiei şi prelucrării sîrmei de oţel. Pe de altă parte ea conţine indicaţii pentru beneficiari privind utilizarea produselor din sîrmă şi permite celor interesaţi să se pună la curent cu acest domeniu de specialitate în ceea ce priveşte ansamblul, detaliile specifice şi actualitatea sa. Lucrarea este utilă, de asemenea, pentru studenţii şi cadrele didactice din învăţămîntul tehnic de specialitate.

Ing. Franţiu I.

Aparatura pentru metalizare în vederea îngroşării suprafeţelor metalice. Przeglad Techniczny, Polonia, decembrie, 1973 p. 25—26.

Firma METCO — Italia a realizat un sortiment interesant de utilaje pentru acoperirea şi îngroşarea suprafeţelor metalice; aceasta efectuîndu-se în scopul sporirii rezistenţei la uzură, în special în cazul suprafeţelor portante, rezistenţei la abraziune, pentru creşterea rezistenţei la căldură, în special în condiţii de funcţionare la temperaturi foarte înalte, cum şi a rezistenţei la coroziune în condiţii atmosferice corozive. De asemenea, metalizarea se foloseşte pentru refacerea dimensiunilor iniţiale care trebuie reconstituite cu ajutorul unor materiale asemănătoare sau identice cu materialul piesei originale. Astfel, şpriţuirea la flacără are, ca obiectiv principal, realizarea de economii atît prin costul mai ieftin al oricărui alt sistem, cît şi prin faptul că asigură o durată de întreţinere mai lungă şi o reducere a timpilor.

Dintre procedeele şi caracteristicile straturilor formate prin şpriţuire la flacără, se menţionează că sistemele de şpriţuire la flacără constau în plastifierea unei sîrme sau a unei pulberi în prezenţa unei surse de căldură, care poate consta într-o flacără oxiacetilenică, un arc electric sau o flacără de plasmă şi automatizarea sa într-o fază succesivă cu ajutorul aerului comprimat sau a gazelor la mare viteză, care dirijează particulele într-un jet extrem de compact către suprafaţa de acoperit.

Stratul care se formează pe suprafaţa de acoperit are proprietăţile superioare oricărui alt material solid sau depozitat. Aceasta este determinată de faptul că impactul dintre particulele fierbinţi, dar încă plastifiate de material, cu suprafaţa de acoperit, se produce cu o violenţă extremă. În contact cu suprafaţa metalică aceste particule explodează, căpătînd o formă extrem de neregulată şi o suprafaţă atît de rugoasă cum nici un procedeu industrial nu este în stare să o realizeze. Fiecare particulă, astfel deformată, reprezintă baza pentru particulele succesive care se aglomerează în jurul său, implintîndu-se în rugozităţile suprafeţei sale. Aderenţa dintre aceste particule, pe de o parte, şi aderenţa internă a stratului astfel format, pe de altă parte, se datorează tocmai acestei aglomerări mecanice care constituie caracteristica principală a sistemului de sprijinire la flacără. Formarea la suprafaţă a unor filme de oxizi sau de azoturi, din cauza căldurii degajate, măreşte aderenţa pur mecanică, considerată ca o cimentare a aderenţei stratului nou format.

Dintre utilajele folosite pentru şpriţuirea cu flacără se menţionează pistoletul cu pulbere, prevăzut cu două regulatoare şi două tuburi flexibile. Se poate alege dintre următoarele materiale special selecţionate cu proprietăţi, care să permită rezolvarea unui număr cît mai mare de probleme tipice ale industriei, ca spre exemplu : o pulbere compusă exotermică de nichel-aluminiu, care constituie o bună bază de aderenţă pentru stratul de pulbere intermediar şi final; o pulbere de oţel inoxidabil, care formează straturi lucioase, anticorosive, uşor de uzinat, cu un finisaj perfect ; un material special foarte dur, cu o mare forţă de tracţiune, pentru condiţii de lucru extrem de grele se recomandă şlefuirea mată ; un bronz-aluminiu dur, pentru acoperirea tuturor suprafeţelor de bronz, şi, în special, a suprafeţelor portante.

În cazul procedeului Thermospray se foloseşte utilajul care dă posibilitatea utilizării unei serii întregi de materiale, ceea ce permite diverse posibilităţi de întrebuinţare. În special şpriţuirea cu materiale autofluxante, devenită posibilă prin acest procedeu, deschide perspective nelimitate. Pulberile autofluxante de NiCr conţin aditive de BSi, datorită cărora straturile formate prin şpriţuire se pot topi. Părţile şpriţuite sînt încălzite la o temperatură de aproape 1 050°C. În timpul încălzirii aditivele de BSi, absorbind oxizii de NiCr, permit atît aderenţa internă a stratului de acoperire, cît şi aderenţa dintre acest strat cu suprafaţa de acoperit. Spre deosebire de sudură, depozitarea materialului de acoperire este foarte netedă şi egală, şi prin faptul că încălzirea este uniformă şi limitată numai la suprafaţă, fenomenele de distorsiune şi deformare sînt limitate la minimum. Aceasta a determinat adoptarea procedeului în toate cazurile în care coroziunea şi oxidarea pot provoca distrugerea unor piese de maşini costisitoare. De asemenea existenţa pulberilor speciale de carbură de wolfram, amestecate cu NiCr BSi, au înmulţit şi mai mult posibilităţile de aplicare ale procedeului, incluzînd şi trefilările de sîrmă de cabestan. Un deosebit interes l-a prezentat procedeul metalizării cu sîrmă, la care se foloseşte utilajul automatizat.

Datorită rezultatelor tehnice deosebite a fost posibil ca şpriţuirea la flacără să pătrundă în producţia de serie a industriilor din diverse ramuri, spre exemplu producţia de furci acoperite de bronz ale schimbătoarelor de viteză din industria de automobile.

Un alt utilaj care a reţinut de asemenea atenţia a fost aparatul pentru flacăra de plasmă construită într-o combinaţie de duză cu electrod, în care se introduc nitrogen sau argon, împreună cu un gaz secundar şi care poate fi constituit din hidrogen sau heliu. Fluxul longitudinal de gaz disociază arcul electric, format de curentul de înaltă frecvenţă într-o serie de braţe mici, încărcînd astfel gazul cu electricitate pînă la completa sa ionizare. Pulberile sînt introduse la punctul cu temperatura cea mai înaltă a flăcării şi sînt proiectate în stare plastică pe suprafaţa de acoperit.

O altă consecinţă interesantă a şpriţuirii cu ajutorul jetului de plasmă a fost producerea unei serii de materiale noi care îmbină caracteristicile individuale ale diverselor materiale. Un exemplu interesant de astfel de materiale ste pulberea METCO—501, care este o combinaţie de molibden cu un adaos de nichel-aluminiu şi elemente autofluxante de aliaj. Reacţia exotermică a compusului nichel-aluminiu este suficientă pentru a provoca fuzionarea aliajelor autofluxante, în

timp ce baza de molibden oferă proprietăţile de autolubrifiere necesare unui mare număr de suprafeţe supuse uzurii. Aceste caracteristici ale pulberii METCO—501 au făcut ca tehnica şpriţuirii cu plasmă să fie aplicată la îmbunătăţirea ajustajului segmenţilor de pistoane la automobile şi camioane.

Dintre domeniile mai importante de aplicaţie a acestor procedee se menţionează cel al maşinilor-unelte la care, prin şpriţuire la flacără, se pot soluţiona o serie de probleme cronice, cum ar fi şpriţuirea la flacără pentru acoperirea cursoarelor şi glisierelor, pînă atunci protejate în general prin metalizare. De asemenea, s-a creat posibilitatea aplicării pe scară industrială a procedeului cu plasmă, dat fiind că pulberile care se utilizează permit formarea unor straturi mai subţiri cu o duritate mai mare, deci mai potrivite pentru suprafeţele de contact şi de alunecare, necesitînd şi mult mai puţin finisaj.

Procedeul poate fi aplicat în special la maşinile de rectificat unde există probleme în legătură cu mandrinele, din cauza gripajului care poate surveni ca rezultat al marilor viteze şi al toleranţelor minime, şi unde porozitatea straturilor elimină complet aceste fenomene.

În oţelării sistemul şpriţuirii la flacără poate fi aplicat la toate maşinile grele care acţionează şi determină procesul de laminare, de extruziune etc. sau la maşinile accesorii, supuse uzurii. Printre alte domenii de aplicaţie se mai menţionează : acoperirea cu aluminiu a supapelor de eşapament şi metalizarea inelelor sincro pentru automobile ; metalizarea inelelor şi a furcilor schimbătorului de viteză pentru camioane ; metalizarea diverselor elemente ale motoarelor hidraulice (calote, arbori, vibrochenuri etc.), zincarea continuă a ţevilor ; metalizarea cu aluminiu a vaselor din oţel inoxidabil ; metalizarea cu oţel inoxidabil a vaselor acoperite cu teflon. Şpriţuirea la flacără a chiulaselor şi pistoanelor de motor Diesel.

Dr. ing. Cruceru C.

ÎN ATENŢIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacţie în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor şi adresa lor exactă, pentru corespondenţă.

— După titlul articolului, autorii vor indica : numele şi prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituţiei la care funcţionează.

— Articolele nu vor depăşi :

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă şi măsurile adecvate de protecţia muncii.

— Articolele originale vor fi însoţite de un rezumat de maximum 1 pagină în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă : ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obţinute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol şi va fi redactată după cum urmează :

— pentru cărţi : numele autorului, iniţiala prenumelui, titlul întreg al cărţii în limba originală, editura, localitatea, anul apariţiei ;

— pentru reviste sau alte publicaţii periodice : numele autorului, iniţiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoţite de o legendă a figurilor.

— Autorii vor primi articolul în formă culeasă pentru „Bun de tipar" ; ei vor putea modifica numai greşelile tipografice sau erorile de conţinut ; nu se va ţine seamă de modificările stilistice. Materialul cu viza „Bun de tipar" se va înapoia redacţiei în cel mult două zile.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

— Manuscrisele vor fi trimise pe adresa redacţiei. revistei Metalurgia, str. Academiei 7, sectorul 1, Bucureşti.

Rotenstein B., Mitu A. et *Isbăşescu A.*, p. 517—521 CD 6699.14—418 : 620.179.3

Utilisation des bandes de trempabilité pour le choix du type d'acier et du traitement therm'que

On expose certains aspects concernant le choix du type d'acier et du traitement thermique, à base des corrélations qu'on peut établir entre la dureté imposé à la pièce en état amelioré, sa microsctructure en état trempé, les bandes de trempabilité des aciers, le diamètre de la pièce soumise au traitement thermique et les paramètres possibles de ce traitement, en considérent comme connues la nature, le niveau et la distribution des tensions dans la pièce.

Vu que le choix du type d'acier se fait fréquemment sans recourir à une analyse attentive des corrélations mentionées, on présente dans l'article le moyen de solutionner certains problèmes de ce domaine.

Atanasiu N., Drăgan O. et *Atanasiu Z.*, p. 522—523 CD 669.14 : 539.374 : 539.42 : 66.084

L'influence des ultra-sons sur les propriétés de résistence de l'acier au carbone (OLT 35) usiné par déformation plastique à froid

On présente dans l'article l'influence des ultra-sons sur les propriétés de résistance des tubes en acier au carbone (OLT 35), étirés à froid avec bouchon activé par ondes longitudinales.

Les résultats expérimentaux ont fait voir que la limite de fluage σ_c et la résistance à la rupture σ_r sont variables en fonction de l'intensité de l'énergie acoustique (I) et du degré de déformation.

Les relations déterminées à base de calcul concernant la variation de la limite de fluage et de la résistance à la rupture en fonction de l'intensité de l'énergie acoustique ont été vérifié expérimentalement.

Popescu V. et *Gavrilescu Gr.*, p. 524—527 CD 621.822.5 : 669.14—45

L'exécution des bagues de roulements en plate-bande

En comparaison avec la durabi'ité des roulements fabriqués par le procédé classique, en utilisant comme matière de départ les barres, la durabilité des roulements obtenus de la plate-bande est de 1,5 —2,0 fois plus longue. On indique aussi les conditions de base, établies par voie expérimentale, pour le dimensionnement des disques et des outils en vue de l'obtention des bagues pour roulements.

Marcu Gh. et *Kaim Ariana*, p. 528—531 CD 66.041.38 : 661.665.1

Le processus de constitution de la carbure de silicium dans les fours électriques industriels à chauffage par résistance

On a recherché la possibilité de l'application d'un modèle mathématique pour l'éclaircissement du processus de constitution des cristaux hexagonaux de carbure de silicium, dans les conditions du procédé technologique d'élaboration de la carbure de silicium dans des fours électriques industriels à chauffage par résistance. Les déterminations effectuées par analyse chimique et par analyse par diffraction des rayons X ont demontré l'applicabilité du modèle mathématique et de même ont relevé l'existence de certains facteurs qui facilitent l'obtention dans des conditions industrielles du polytype cristallin 6 H, lequel présente une microdureté maximale, donc les propriétés abrasives optimales. On a montré que la détermination par analyse chimique de la teneur en SiC ne suffit pas pour caractériser complètement la qualité des grains abrasifs mais, dans le cas de la carbure de silicium utilisée à la fabrication de certains outils pour l'enlèvement de copeaux, comme par exemple des corps abrasifs, on doit appliquér aussi des méthodes physiques d'analyse.

Grigoriu I. et *Calistru C.*, p. 532—539 CD 661.242.2 : 622.785

Le m>delage du processus de grillage des pyrites. Influence de la température

On expose dans l'article les recherches entreprises en vue d'établir les mécanismes macrocinetiques et les modèles mathématiques du processus de grillage oxydant des pyrites.

On a étudié expérimentalement l'influence de la temperature sur la vitesse totale, dans des conditions qui puissent permettre la description mathématique en utilisant le modèle du grain avec noyau non-réactionné. Dans ce sens on a concu un réacteur expérimental à ,,couche fixe monogranulaire''.

L'interpretation des résultats expérimetaux, obtenus dans les conditions ,,de la couche fixe monogranulaire, montre une bonne vérification des équations différentielles et intégrales des modèles mathématiques établis.

On a établi de même que le processus de grillage oxydant des pyrites se déroule dans l'intervalle de température examiné d'après deux modèles macrocinétiques, le transfert O_2 par phase gazeuse et le transfert O_2 par la croûte d'oxydes.

Marinică I., p. 540—542 CD 62—434

Certaines particularités de la fabrication des cylindres nonmetallurgiques

L'article se rapporte à la coulée des certains cylindres pour le laminage du caoutchouc, des materiaux plastiques, du papier etc., cylindres qui présentent une cavité intérieure.

Ces cylindres, qui ont été coulés pour la premiére fois dans notre pays dans la fonderie de l'entreprise ,,Oţelul Roşu'', permettront d'économiser d'importans fonds de devises étrangéres.

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Rozolimo Paulina et *Dian L.*, p. 543—546 CD 669.181.4 : 621.039

La production de l'éponge de fer à l'aide de l'énergie nucléaire

L'article passe en revue le stade actuel du développement de l'utilisation de l'énergie nucléaire pour le processus de la production de l'éponge de fer et expose une analyse des perspectives offertes par ce type d'énergie dans les conditions du développement de la technique des réacteeus nucléaires.

De même, l'article présente une analyse du prix de revient pour une tonne d'acier produit dans la variante d'un complexe sidérurgique classique et pour une tonne d'acier obtenu dans la variante d'un complexe sidérurgique ayant comme étape intermédiaire la production de l'éponge de fer à base de l'utilisation de l'énergie nucléaire.

Ursu V., Popescu C. et *Grecu L.*, p. 547—553 CD 669.14.018.252.3

Nouveaux types d'aciers rapides

On expose synthétiquement les préoccupations pour l'amélioration des aciers rapides. On met en évidence que sur le plan mondial, en ce qui concerne la fabrication des aciers rapides, on a fait des progrés remarquables au sujet de l'amélioration des proprietés physiques, mécaniques et d'exploitation, ainsi que en ce qui regarde l'optimisation au point de vue technique et économique de la production et de l'utilisation des aciers rapides.

On souligne les réalisations obtenues avec des nouveaux types d'aciers rapides, à la suite de la mise en pratique des suivantes tendances actuelles; remplacement du W par du Mo, l'augmentation de la teneur en carbone, l'augmentation des teneurs en V et Co, alliage supplémentaire au S et au Pb.

Les données presentées justifient l'intensification des efforts pour promouvoir aussi dans notre industrie pareils nouveaux types d'aciers rapides, à haute performance.

Ротенштейн ш., *Миту А.*, *Исбэшеску И.* ш., р. 517—521

ДК 669.14-418;620.179.3

Использование лент для закаливания в виду выбора марки стали и термической обработки

Показаны некоторые аспекты выбора марки стали и термической обработки, на основе корреляций, которые могут быть установлены между нужной твердостью изделия в улучшенном состоянии, его микроструктурой в закаленном состоянии, диаметром изделия, подверженного термической обработке, и возможных параметров этой обработки, считая знакомыми натуру, уровень и распределение напряжений в изделии.

Ввиду того, что выбор марки стали делается часто без внимательного анализа упомянутых корреляций, в статье показывается способ решения некоторых задач в этой области.

Атанасиу Н., *Дрэган О.* и *Атанасиу З.*, р. 522—523

ДК 669.14;539.374;539.42;66.084

Влияние ультразвуков на свойства сопротивляемости углеродистой стали (ОЛТ 35), обработанной холодной пластичной деформацией

Работа представляет влияние ультразвуков на свойства сопротивляемости труб ;из углеродистой стали (ОЛТ 35) холоднотянутых на пробки с ультразвуковой активизацией посредством продольных волн.

Экспериментальные результаты показали, что предел текучести Г и сопротивление на разрыв Г изменяются в зависимости от интенсивности акустической энергии I и степени деформации Л.

Отношения установленные на основании расчета об изменяемости предела текучести и сопротивления на разрыв в зависимости от интенсивности акустической энергии проверяются экспериментально.

Попеску В. и *Гаврилеску Г.*, р. 524—527

ДК 621.822.5;661.14-145

Изотовление колец для подшипников из штрипса

В работе показано, что по сравнению со сроком службы подшипников, изготовляемых по классическому способу из бруса, срок службы подшипников из штрипса в 1,5—2,0 раза больше. Показаны основные условия, установленные экспериментальным путем для размерения шайб и инструментов для получения колец для подшипников.

Марку Г. и *Каим Дриана*, р. 528—531

ДК 66.041.38;661.665.1

Процесс образования карбида кремния в промышленных электропечах сопротивления

Исследуется возможность применения математической модели для образования шестиугольных кристаллей карбида кремния в промышленных электропечах сопротивления. Расчёты, полученные путём химического и рентгенодифрактометрического анализов, доказали достоверность математической модели и в то же время свидетельствовали о существовании факторов, способствующих получению в промышленных условиях христального политипа 6H, имеющего максимальную микротвёрдость, значит, имеющего наилучшие абразивные качества.

Григориу И. и *Калистру К.*, р. 532—539

ДК 661.242.2;622.785

Моделирование процесса обжигания пирита. Влияние температуры

В работе показываются исследования в области определения макрокинетических механизмов и математических моделей процесса окисляющего обжигания пирита. Экспериментальным путём исследовано влияние температуры общую скорость в условиях, которые позволили бы математическое описание с помощью зерна с нереагирующим ядром. В этой связи придуман экспериментальный реактор в ,,точном монозернистом слое''.

Интерпретация экспериментальных данных, полученных в условиях'' точного монозернистого слоя'', выявляет достоверную проверку дифференциальных и интегральных уравнений, установленных математической моделью.

Мариникэ И., р. 540—542

ДК 62-434

Некоторые особенности производства металлургических валков

Работа касается литья валков для проката каучука, пластмасс, бумаги и т.д., то есть валков, имеющих внутреннюю полость.

Эти валки получаются впервые в стране в условиях литейного цеха предприятия ,,Оцелул Рошу'' и позволят экономить большие валютные фонды.

Хэтэрэску Ов., *Александреску А.*, *Розолимо Паулина* и *Диан Л.*, р. 543—546

ДК 669.181.48;621.039

Производство губчатого железа с помощью атомной энергии

Настоящая статья производит обзор актуальной стадии развития использования атомной энергии в процессе производства губчатого железа, а также и анализ перспектив предоставляемых этим типом энергии в условиях развития техники атомных реакторов.

Статья представляет также анализ себестоимости производства одной тоны стали в варианте классического комбината и однои тоны стали в варианте комбината черной металлургии включающего промежуточный этап производства губчатого железа на основе использования атомной энергии.

Урсу В., *Ризеску К.* и *Греку Л.*, 547—553

ДК 621.793.;061.3

Новые марки быстрорежущих сталей

Синтетически показываются исследования в области усовершенствования быстрорежущих сталей. Подчеркивается, что в производстве быстрорежущих сталей в мире достигнуты значительные результаты в отношении роста физико-механических свойств, применения и технико-экономического улучшения производсéва и использования быстрорежущих сталей.

Подчеркиваются полученные успехи при применении новых марок быстрорежущих сталей в результате оределения следующих актуальных тенденций: замены W—Mo, повышения содержания углерода, повышения содержания V и Co, дополнительного сплава с S или Pb.

Rotenstein B., Mitu A. und *Isbăşescu I.*, p. 517–521 DK 669.14–418 : 620.179.3

Verwendung der Härtbarkeitsbänder für die Auswahl der Stahlsorte und der Wärmebehandlung

Es werden einige Gesichtspunkte für die Auswahl der Stahlsorte und der Wärmebehandlung dargelegt, auf Grund der Zusammenhänge die zwischen der Härte des Werkstückes im vergüteten Zustand, seiner Mikrostruktur in gehärteten Zustand, die Härtbarkeitsbänder der Ständer der Durchmesser des der Wärmebehandlung unterworfenen Werkstückes und die möglichen Einflussgrössen dieser Behandlung festgelegt werden können, wobei die Art, die Höhe und die Verteilung der ins Werkstück vorliegenden Spannungen als bekannt angenommen werden.

Da die Auswahl der Stahlsorte sich öfters nicht auf einer sorgfältigen Untersuchung der angegebenen Zusammenhänge stützt, wird im Aufsatz die Lösungsweise einigen zu diesem Gebiet gehörenden Fragen vorgelegt.

Atanasiu N., Drăgan O. und *Atanasiu Z.*, p. 522–523 DK 669.14:539.374:539.42:66.084

Einfluss der Ultraschallen auf die Festigkeitseigenschaften des durch bildsame Kaltverformung bearbeiteten Kohlenstoffstahles (OLT 35)

In der Arbeit wird der Einfluss der Ultraschallen auf die Festigkeitseigenschaften der Kaltgezogenen aus Kohlenstoffstahl (OLT 35) hergestellten Rohre mit durch Längswellen Ultraschall aktivierten Stopfen vorgelegt.

Die Experimentalergebnisse haben gezeigt dass die Fliessgrenze σ und die Bruchfestigkeit σ sich in Abhängigkeit von der Schallenergiestärke (I) und dem Verformungsgrad ändern. Die durch Berechnung bestimmten Beziehungen über die Änderung der Fliessgrenze und der Bruchfestigkeit in Abhängigkeit von der Schallenergiestärke wurden experimentell bestätigt.

Popescu V.I. und *Gavrilescu Gr.*, p. 524–527 DK 621.822.5 : 669.14–415

Herstellung der Wälzlagerringe aus Breitband

In der Arbeit wird gezeigt, im Vergleich zu der Haltbarkeit der durch das klassische Verfahren aus Stäbe hergestellten Wälzlager, dass die Haltbarkeit der aus Breitband erzeugten Wälzlager 1,5 – 2,0 mal grösser ist. Weiter werden die auf experimentallen Wege festgestellten Grundbedingungen für die Bemessung der Scheiben und der Werkzeuge zwecks Herstellung der Wälzlagerringe angegeben.

Marcu Gh. und *Kaim Ariana.*, p. 528–531 DK 66.041.38 : 661.665.1

Bildungsvorgang des Siliziumkarbides in industrielle Lichtbogenwiderstandsöfen

Die Möglichkeit der Anwendung eines mathematischen Modells für die Erklärung des Bildungsvorganges der Hexagonalkristalle des Siliziumkarbides unter den Bedingungen des technologischen Erschmelzungsvorgangs des Siliziumkarbides in industriellen Lichtbogenwiderstandsöfen wurde untersucht. Die durch chemische Analyse und Röntgenbeugungsanalyse durchgeführten Bestimmungen haben die Gültigkeit des mathematischen Modells gezeigt und haben gleichzeitig das Vorkommen von Faktoren bewiesen die Erzielung, unter industriellen Bedingungen, des Kristallinischen 6H–Polytyps begünstigen und der die maximale Mikrohärte, also die besten Abtriebseigenschaften aufweist. Es wurde gezeigt dass die Bestimmung durch chemische Analyse des Gehaltes an SiC des Siliziumkarbides für die vollständige Kennzeichnung der Güte der Schleifkörner nicht genügt sondern im Falle des bei Herstellung von Schneidwerkzeuge verwendeten Siliziumkarbides wie z. B. die Schleifkörper, auch physikalische Analysenmethoden angewandt werden müssen.

Grigoriu I. und *Calistru C.*, p. 532–539 DK 661.242.2 : 622.785

Modellierung des Pyrit–Röstvorgangs. Einfluss der Temperatur

In der Arbeit werden die unternommenen Untersuchungen zwecks Festlegung der makrokinetischen Mechanismen und der mathematischen Modelle des oxydierenden Pyrit-Röstvorgangs dargelegt. Der Einfluss der Temperatur auf die Gesamtgeschwindigkeit unter Bedingungen die die mathematische Beschreibung durch Verwendung des Kornmodells mit unreagierten Kern erlauben, wurde untersucht. In diesem Sinne wurde ein Experimentalreaktor „in einkörnige Festschicht" konzipiert. Die Deutung der unter den Bedingungen der „einkörnigen Festschicht" erzielten Experimentalergebnisse zeigt eine gute Überprüfung der Differential-und Integralgleichungen der festgelegten mathematischen Modelle.

Es wurde gleichfalls festgelegt dass der oxydierende Pyrit-Röstvorgang sich in der untersuchten Temperaturspanne nach zwei makrokinetischen Modelle, die O_2–Übertragung durch die Gasphase und die O_2–Übertragung durch die Oxydkruste, abwickelt.

Marinică I., p. 540–542 DK 62–434

Einige Besonderheiten der Herstellung der nichtmetallurgischen Walzen

Die Arbeit bezieht sich auf das Giessen von Walzen für die Abwalzung von Gummi, plastische Massen, Papier u.s.w., Walzen die ein Innenhohlraum aufweisen.

Diese Walzen wurden zum ersten Mal in der Giesserei des „Oţelul Roşu" – Unternehmen gegossen und wird die Einsparung von bedeutenden Währungsfonds erlauben.

Hătăraşcu Ov., Alexandrescu A., Rozolimo Paulina und *Dian L.*, p. 543–546 DK 669.181.4 : 621.039

Erzeugung des Eisenschwamms mittels der Kernenergie

Der vorliegende Aufsatz gibt eine Übersicht des heutigen Entwicklungsstadiums der Kernenergieverwendung im Eisenschwammerzeugungsvorgang sowie eine Untersuchung der von dieser Energieart mit der Entwicklung der Technik der Kernreaktoren gebotenen Aussichten.

Der Aufsatz enthält auch eine Untersuchung der Selbstkosten für eine in einem klassischen Hüttenkombinat erzeugte Tonne Stahl sowie für eine in einem Hüttenkombinat mit als Zwischenstufe die Erzeugung des Eisenschwamms mittels der Kernenergieverwendung erzeugte Tonne Stahl.

Ursu V., Rizescu C. und *Grecu L.*, p. 547–553 DK 621.793 : 061.3

Neue Schnellstahlsorten

Die Bestrebungen für die Verbesserung der Schnellstähle werden synthetisiert vorgelegt. Es wird hervorgehoben dass bedeutende weltweite Fortschritte in der Herstellung der Schnellstähle in Bezug auf die Erhöhung der physikalischen, mechanischen und Betriebseigenschaften und die technisch-wirtschaftliche Optimierung der Herstellung und Verwendung der Schnellstähle, gemacht wurden.

Die mit neuen Schnellstahlsorten erzielten Ergebnisse die sich aus den gegenwärtigen, folgenden Entwicklungsrichtungen: Ersetzung des Wdurch Mo, Erhöhung des Kohlenstoffgehaltes, Erhöhung der Gehalte an V und Co, Zusatzlegieren mit S oder Pb ergeben, werden hervorgehoben.

Die dargelegten Angaben rechtfertigen die Intensivierung der Bestrebungen um auch in unsere Industrie derartige neue hochleistungsfähige Schnellstahlsorten zu fördern.

Rotenstein B., Mitu A. and *Isbăşescu I. A.*, p. 517—521 DC 669.14—418 : 6201.79.3

The utilisation of hardenability bands for the selection of steel grade and heat treatment

The authors show some aspects of the steel grade and heat treatment selection, on the basis of correlations which can be established among the specified hardness on the improved part, its microstructure in hardened state, the steel hardenability bands, the diameter of the part subjected to heat treatment and the possible parameters of this treatment, considering as Known the Kind, level and distribution of the stresses in the part.

Since the steel grade selection is often done without a careful analysis of the above correlations, this work presents the solution of some problems in this field.

Atanasiu N., Drăgan O. and *Atanasiu Z.*, p. 522—523 DC. 669.14 : 539.374 : 539.42 : 66.084

Ultrasonic influence of strenght properties of carbon steel (OLT 35) mas'ined by cold plastic deformation

In this work the authors present the influence of ultrasonic on the strenght properties of carbon steel tubes OLT 35) cold drawn with a plug ultrasonically activated by longitudinal waves.

Experimental results have shown that the yield and breaking strenght σ vary depending on the acoustic energy intensity I and deformation degree. The relations established by calculation procedures regarding the yield and breaking strength variations in function of acoustic energy intensity, are experimentally verified.

Popescu V. and *Gavrilescu Gr.*, p. 524—527 DC 621.822.5 : 669.14—415

The carrying out of bearing rings from wide flat steel

This work shows that compared to the durability of bearings obtained by classical processes from strip steel, the durability of bearings obtained from wide flat steel is 1,5—2,0 greater.

Subsequently the basis conditions experimentally establisted are pointed out, for the sizing of disc and tools in view to obtain the bearing rings.

Marcu Gh. and *Kaim Ariana*, p. 528—731 DC 66.041.38 : 661.665

The process of silicon carbide formation in industrial resistance arc furnaces

The possibility of a mathematic model application has been followed, to explain the formation of silicon carbide hexagonal crystals, in the technological process of silicon carbide making conditions, in industrial resistance-arc furnaces-the determinations made by chemical and X-ray diffraction analysis have shown the validity of the mathematic model and have also proved the existence of some factors favourable for obtaining in industrial conditions, the crystalline polytype 6 H, which presents maximum microhardness, that is, the best abrasive properties. It has been shown that the chemical determination of SIC content is not sufficient for the complete characterisation of abrasive grain quality, but in the case of silicon carbide used for chip removal tools, like abrasive materials, physical analysis methods must be used too.

Grigoriu I. and *Calistru C.*, p. 532—539 DC 621.242.2 : 622.785

Modelling of pyrite calcination process-Tem)erature influence

The work presents the researches in view to establish the macrokinetic mechanisms and mathematic models of pyrite oxidizing calcination process. The temperature influence on the total speed has been experimentaly investigated in such conditions as to allow the mathematic description using the unreacted core grain model. For this purpose an experimental reactor in ,,constant monogranular layer'' has been imagined.

The interpretation of the experimental results obtained in the ,,constant monogranular layer'' conditions, shows a good checking of differential equations and integrals of the established mathematic models.

It has been settled, that the pyrite oxidizing calcination process develops within the investigated temperature range according to two macrokinetic models, the oxygen transfer through the gas phase and the oxygen transfer through the oxide peel.

Marinică I., p. 540—542 DC 62—43

Some particularities of non-metallurgical roll fabrication

The work deals with hollow-roll casting for rubber, plastics, paper etc. rolling.

These rolls are cast the for the first time in our country in the ,,Oţelul Roşu'' foundry and will permit the saving of important currency funds.

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Rozolimo Paulina and *Dian L.*, p. 543—546 DC 669.181.4 : 621.039

Sponge iron production using nuclear energy

The present work reviews the actual stage of nuclear energy development in the sponge iron production, as well as an analysis of the outlook presented by this energy type in the technical development of nuclear reactors.

The work also presents an analysis of the cost per ton of steel produced in a classical iron and steel plant, and steel produced in an iron and steel plant, having as an intermediate stage the production of sponge iron, using nuclear energy

---

Ursu V., Rizescu C. and *Grecu L.*, p. 547—553 DC 621.793 : 061.3

New grades of high speed steel

The authors, in a synthetic way, present the preoccupations for high speed steel improvement.

It is pointed out that in the whole world, in the high speed steel making field, important progresses have been accomplished regarding the improvement of physical and mechanical properties, the running and the techno-economical optimizing of production and use of high speed steels.

The achievements obtained are underlined, by using new grades of highf speed steel resulted from the materialisation of present tendencies : replacement of W by Mo, increase of carbon, V and Co content, additional alloying with S or Pb.

The data presented, justify the intensification of efforts to promote also in our country such new grades of high speed steel of high performance.

Compresor rotativ axial ČKD

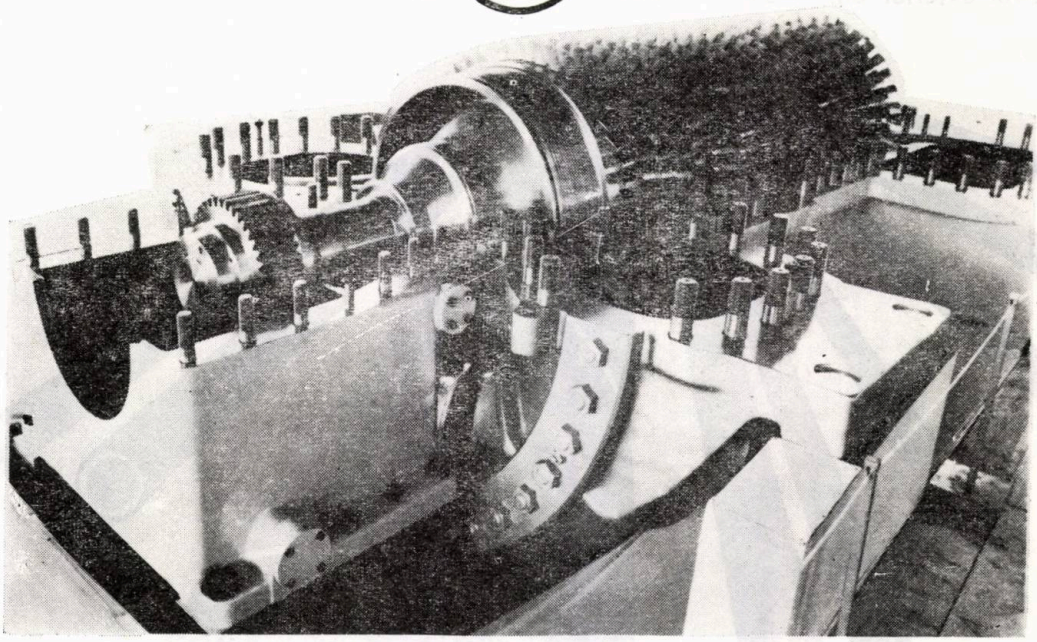
Întreprinderii de comerț exterior PRAGOINVEST îi revine exportul mașinilor și instalațiilor concernului cehoslovac ČKD—Praga. În secția specială de compresoare sînt fabricate cele mai diferite tipuri de compresoare și compresoare rotative. Printre acestea o poziție însemnată o ocupă :

Compresoarele rotative axiale
care sînt folosite drept compresoare de aer pentru turbine cu gaze de combustie sau furnale. Ele vin în considerare în cazul cînd sînt necesare debite mari și mijlocii de aer sau gaze la presiuni mici și mijlocii. Compresoarele rotative axiale ČKD pot fi folosite și pentru producerea aerului comprimat la presiune absolută de cca. 8 da N/cm² pentru mine sau pentru centralele de aer comprimat echipate cu unități mari care deservesc regiuni miniere. Domeniul cel mai larg de folosire și-l găsesc compresoarele rotative axiale la construcția turbinelor cu gaze de combustie, căci randamentul compresorului constituie factorul cel mai important care determină randamentul global al turbinei cu gaze de combustie. Compresoarele rotative ČKD sînt concepute pentru a fi montate pe fundații de beton prevăzute cu un subsol în care pot fi sistemate accesoriile și conductele de refulare. Carcasa compresorului este turnată și are planul de separație constructivă orizontal sau vertical. Camerele de aspirație și refulare sînt astfel conformate încît pierderile de presiune să fie minimale, iar distribuția aerului, adus la ajustajele de intrare, să fie uniformă. Rotoarele sînt construite, în funcție de dimensiunile mașinii și de solicitările mecanice, fie ca piesă masivă, fie ca tambur sau din discuri, fiind prevăzute cu lagăre de alunecare pentru turații mari, funcționînd cu ungere sub presiune.

Compresoarele rotative ČKD sînt echipate cu un sistem de protecție tehnologică funcționînd automat, în așa fel încît să fie evitată avarierea mecanismelor în cazul că apar abateri de la principalii parametri prescriși. Funcționarea complet automată a compresoarelor rotative poate fi supravegheată de la un tablou de comandă sau de la un tablou dispecer centralizat.

Domeniul de performanțe al compresoarelor rotative ČKD :
— debit nominal, Q : $40 \cdot 10^3 - 41 \cdot 10^4$ m³h ;
— presiunea nominală la ștuțurile de refulare, pv:
2,4—3,2 daN/cm² abs.
3,8—5,1 daN/cm² abs.

Experiența îndelungată a întreprinderilor specializate ČKD—Praga, precum și propriul institut de cercetări al întreprinderii, echipat cu un banc de probă unic în lume, asigură un bun nivel tehnic pentru compresoarele rotative axiale ČKD.



Ca exemplu poate fi citat compresorul rotativ axial TK 19 AVA 100, destinat pentru o turbină cu gaze de combustie, compresor care asigură la turații de 3 000 rot/min un debit de 220 000 m³/h, la presiunea de admisie de 1 at și la presiunea de refulare de 4 at.

Date amănunțite asupra compresoarelor produse le puteți obține de la exportatorul produselor ČKD.

pragoinvest

Československa 29 Praga, R. S. Cehoslovacă

Vizitați expoziția noastră din cadrul tîrgului internațional de construcții de mașini—BRNO, care va avea loc între 11 și 19 septembrie.

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.55

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

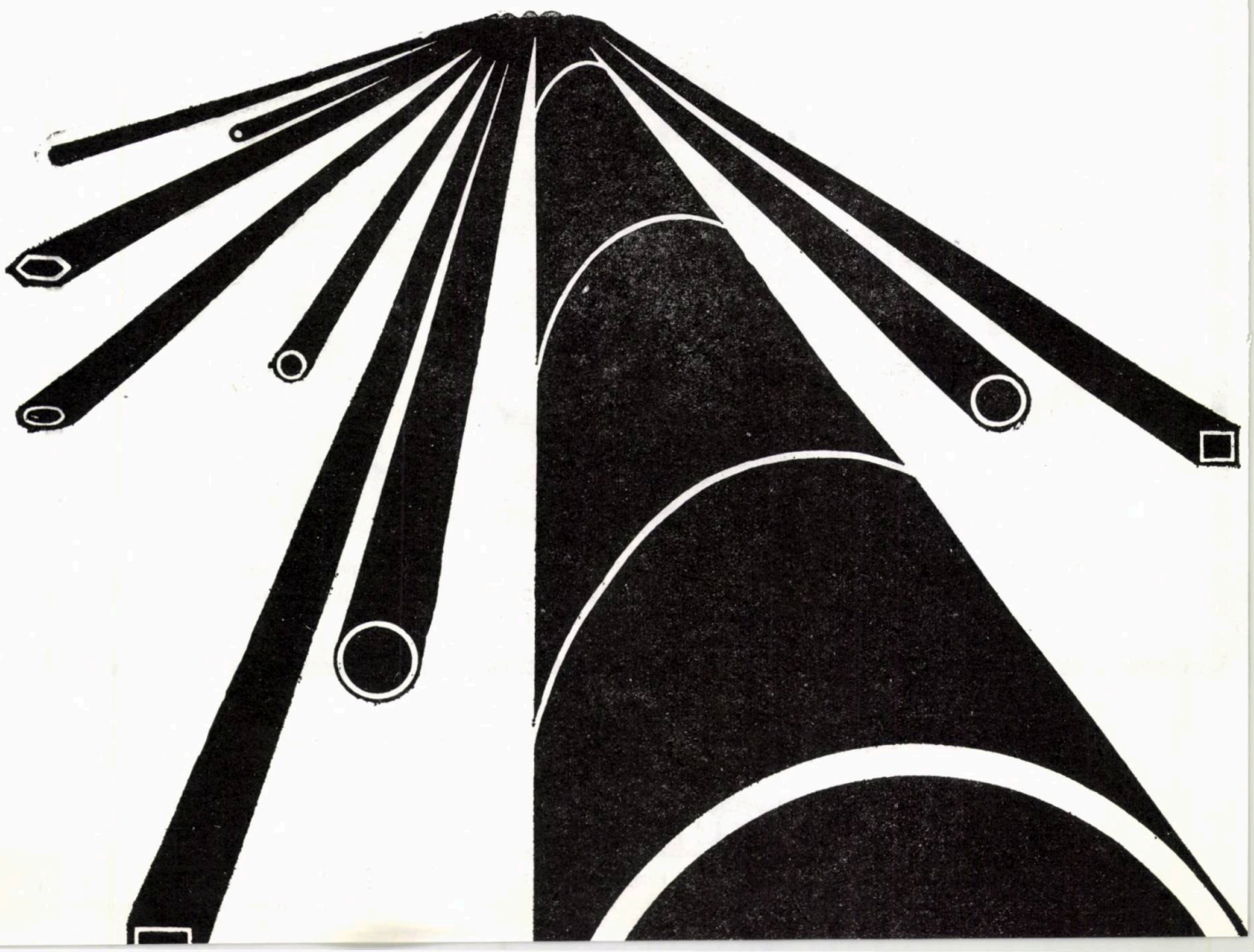
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi la construcţii de maşini:
  — ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  — ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  — ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTA:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



Firmele străine din prezentul număr al revistei expun în cadrul celei de-a treia ediţii (13–22 octombrie 1974) a Tîrgului Internaţional Bucureşti

LAMINOR LA RECE PENTRU OȚELURI DE CALITATE
BANDĂ LA RECE GALVANIZATĂ ȘI LĂCUITĂ
PROFILE DE PRECIZIE LAMINATE LA RECE

Program de livrări:

Bandă la rece după DIN 1624/1544 în toate calitățile și cu diferite prelucrări superficiale, la cerere fără fisuri și pori, lucioasă, pentru îmbunătățire ulterioară, pînă la maximum 650 mm lățime
Bandă la rece galvanizată : nichelată, alămită, cuprată, cromată, zincată

Calităţi speciale:

Bandă la rece placată electrolitic pentru ambutisare adîncă

Placate electrolitic cu nichel:

HILUMIN ® (susceptibile la finisare prin lustruire)
DÜSSELBAND ® (susceptibile la finisare prin lustruire)

Placate electrolitic cu alamă:

FEUERMESSING (susceptibile la finisare prin lustruire) cu greutate specifică pînă la 9% mai mică decît alama

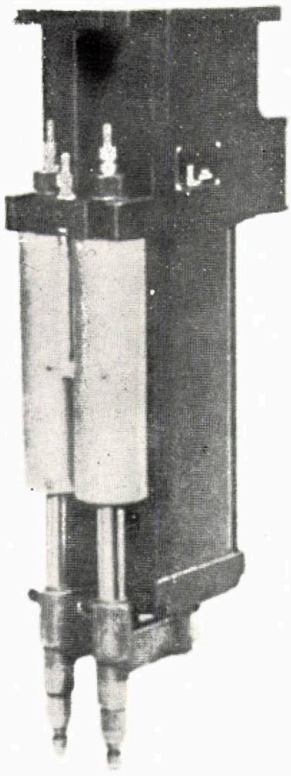
Bandă la rece lăcuită, pentru ștanțare și tragere
Profile de precizie la rece

HILLE & MÜLLER

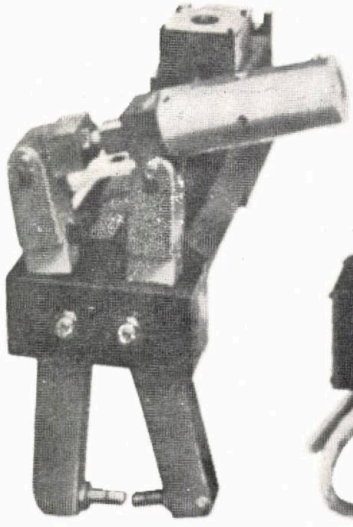
4 Düsseldorf — Reisholz
Am Trippelsberg 48
Telefon : 0211/79501 Telex : 858 2103

PUBLICOM

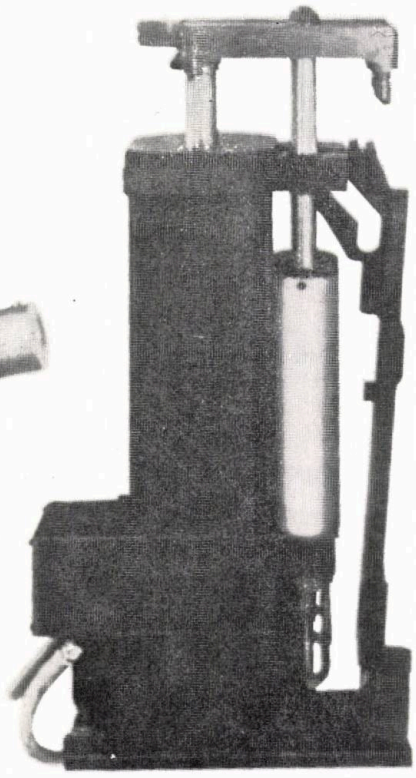
HYPER COMPACT
von **STEELWELD**



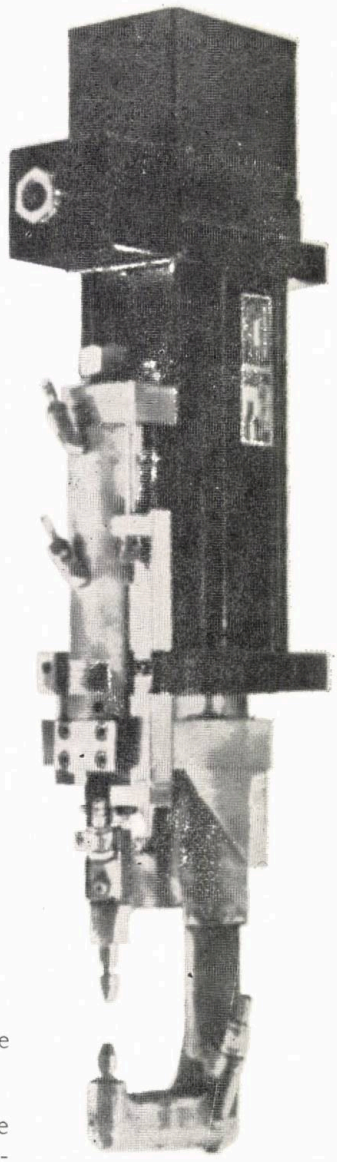
HC – 64



HCP – 64



HCR – 64



HCE – 64

Puterea instalată 14,0 kVA
Tensiunea secundară 4 V
Curentul secundar 3 500 A —50% DA
Tensiunile de legătură 220—550 V
Transformator Hypersil clasa de izolație F.
Oferă o încărcare mai bună a rețelei, dispozitive mai accesibile de sudat prin multe puncte, iar datorită îmbinării rigide cu secundarul asigură o impedanță constantă a circuitului secundar

Programul nostru de fabricație :
Mașini de sudat prin multe puncte
Dispozitive de sudat prin multe puncte
Linii de transfer de sudat prin multe puncte
Linii combinate de bordurat și sudat
Dispozitive de sudat în gaz de protecție
Linii de transfer de sudat în gaz de protecție
Dispozitive de prindere
Dispozitive de ridicat
Platforme de ridicat
Prese de sudat 10—40 MP

Vă rugăm să solicitați informații detaliate la:

STEELWELD

Steelweld FRANCE S.A.R.L.
36 Rue des Landes
78.400 Chatou, France

Steelweld Division Ambac N.V.
Breda, Holland
Terhejdenseweg 169

5205 St. Augustin-Sieg 2
Hangelar, Tannenweg 10
Telefon Export-Office: (02241) 2 40 31/33
Telex: 8 89 455 stwhd

Steelweld S.p.A.
Via Guala 129
10135 Torino, Italia

Ein Mitglied der

AMBAC

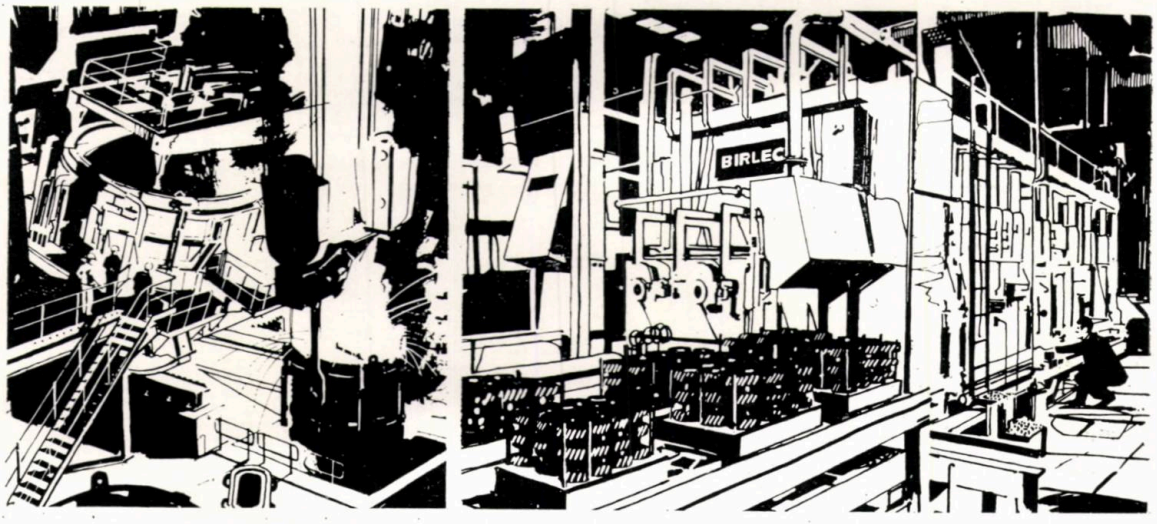
PUBLICOM

BIRLEC
CEA MAI MARE FIRMA CONSTRUCTOARE DE CUPTOARE DIN LUME

Pretutindeni unde industria necesită cele mai perfecționate cuptoare pentru topirea metalelor sau pentru tratamentul termic al pieselor metalice veți întîlni cuptoare Birlec, încălzite electric sau cu combustibili obișnuiți. Fiecare parte a utilajului construit de Birlec are la bază nenumărați ani de experiență în tehnologia cuptoarelor, iar pentru a demonstra aceasta, 12 000 de cuptoare de tratament termic și cuptoare de topire construite de Birlec sînt azi în exploatare în toată lumea. Indiferent de condițiile pe care un cuptor trebuie să le îndeplinească, pentru topirea minereurilor, topirea oțelului, tratamentul fontelor maleabile, tratamentul termic al pieselor de mașini, pentru recoacerea continuă a profilelor feroase sau neferoase, de capacitate mare sau redusă, de construcție specială sau standard, fără nici o excepție, noi vom fi extrem de bucuroși să vă punem la dispoziție serviciile noastre.

De ce nu ? Veniți și discutați cu noi proiectele ce le aveți pentru cuptoare de tratament termic sau pentru topirea metalelor la :

Tîrgul internațional București
Pavilionul Britanic – Standul V/29



BIRLEC

BIRLEC LIMITED
Westgate · Walsall · England · WS9 8BX
Telefon · Aldridge (0922) 53388 Telex 33431

PUBLICOM

GETRACO-FINMETAL S.A.

23, boulevard des Capucines

7 5002 — Paris

Telefon: 742.15.60/61/62/63

Telex: 22405 GECOTRA

Télégrammes: GECOTRA PARIS

Toate tipurile de produse siderurgice

Produse petroliere

Cocs

PUBLICOM

CONSTRUCȚII DIN MATERIALE REFRACTARE

Mijloacelor de producție, deci și cuptoarelor li se impun exigențe mereu mărite. Metodele convenționale de căptușire a cuptoarelor industriale cu cărămizi refractare nu mai corespund acestor exigențe mărite. Atît pentru părți de cuptoare, cît și pentru instalații complete se utilizează în măsură din ce în ce mai mare construcții moderne monolit din materiale refractare ● PLIBRICO produce de aproape șase decenii exclusiv căptușeli monolit din materiale refractare ● PLIBRICO este în măsură să soluționeze toate problemele privind refractarele economic, modern, cu maximă siguranță în exploatare ● Noul procedeu PLIBRICO de torcretare oferă posibilitatea reparării căptușelii refractare a cuptoarelor fără oprirea îndelungată a funcționării, adică fără întreruperea procesului de producție. Procedeul se aplică de exemplu la cuptoare pentru laminoare ca : cuptoare cu propulsie sau cuptoare cu vatră mobilă, cuptoare adînci, la cuptoare de forjă sau cuve de furnal. În ultimul caz reparația se execută într-un timp considerabil mai scurt decît cea cu cărămizi refractare.

Oferim beneficiarilor noștri, în afara unui program vast de fabricație, servicii tehnice cuprinzătoare constînd în elaborarea gratuită a soluțiilor constructive și indicarea utilizării eficiente a maselor noastre refractare.

Vă stăm la dispoziție cu plăcere pentru consultații în legătură cu problemele dumneavoastră legate de refractare.

Austria - PLIBRICO

FEUERFESTKONSTRUKTIONEN GES. M.B.H.

1015 WIEN POSTFACH 44 HEGELGASSE 6

Tel. 52 94 40, 52 12 38, 52 12 39/Fernschreiber 01—2862

A. TONOLLI&C.S.p.A.

Milano, Via Carlo Farini, 43
C.A.P. 20159
Telefon : (02) 6996
Telegr. : TONOLLIFONO — MILANO
Telex : 36 260 TONOLLI
Capital social : 10 000 000 000 Lire
Bănci : — BANCA COMMERCIALE ITAL.

— CREDITO ITALIANO

— MONTE DEI PASCHI DI SIENA

— BANCA DI NAPOLI

— BANCA NAZIONALE DEL LAVORO

Președinte : Ing. L. TONOLLI
Director : Ing. BERTOLOTTI
Serviciul de Export : Mr. COMINI

Uzine în Italia :

— Milano

— Torino

— Piedimulera (Novara)

— Marcianise (Caserta)

Asociați străini în :

— Brazilia

— Canada

— S.U.A.

În cele patru uzine din Italia, societatea A. TONOLLI & C. dispune de un personal de peste 2 000 muncitori. Înființată la începutul secolului nostru, societatea a început să se dezvolte în ritm cu modernizările continue ale tehnicilor de producție.

O parte din producția societății este destinată exportului și în acest sector societatea are o experiență de peste 10 ani.

Țările importatoare ale produselor societății fac parte din :

C.E.E.

E.F.T.A.

C.A.E.R.

BAZINUL MEDITERANEI

EXTREMUL ORIENT

ORIENTUL MIJLOCIU

AMERICA DE SUD

PRODUSE :

— Produse turnate din cupru : catozi (înregistrați la L.M.E.), bare de sîrmă, țagle, lingouri, plăci cu fosfor

— Semiproduse din cupru : sîrmă laminată mată, decapată, sîrmă trefilată, conductori de bronz pentru telefonie, fire de troleu, cord, profile nestandardizate, benzi, profile pentru colectoare, platbandă, bare, profile trapezoidale, profile diverse, țevi profilate, ghiduri de unde, sîrmă zincată, anozi pentru galvanizare

— Profile normale și speciale din alamă

— Țevi pentru condensatoare, din alamă cu aluminiu, Cu-Ni și bronz cu aluminiu

— Țevi pentru instalații de desalinizare

— Lingouri de bronz și alamă pentru turnătorie

— Aliaje pentru sudură : sîrmă cu secțiune plină și cu inimă, lingouri și bare

— Aluminiu și plumb sub formă de aliaje

Produsele sînt fabricate conform normelor UNI — ASTM — BS — DIN — AFNOR

— UNEL — CEI

ACESTE MĂRCI JUSTIFICĂ ÎNCREDEREA DUMNEAVOASTRĂ

Ele aparţin celui mai vechi laminor din lume

Laminăm : table, benzi şi rondele din nichel şi aliaje de nichel, oţel moale placat cu metal, materiale pentru conductori de căldură şi rezistenţe, anozi din nichel, cupru şi alamă, bimetal

Tragem : bare, sîrmă, sîrmă plată, ţevi şi profile din nichel şi aliaje de nichel, materiale pentru conductori de căldură şi rezistenţe

Forjăm : piese din nichel şi aliaje de nichel

Turnăm : piese din nichel şi aliaje de nichel, brute şi prelucrate.

Principalii beneficiari: Livrăm semifabricatele noastre special pentru solicitări tehnice ridicate industria electrotehnică, industria aparatelor de măsură şi control, industria de autovehicule, constructorii de aparate de sudură, galvanotehnică, producătorii de piese electronice, de ţesături metalice şi constructorii de aparate pentru industria chimică

VEREINIGTE DEUTSCHE NICKEL-WERKE AKTIENGESELLSCHAFT

titulatura anterioară

WESTFÄLISCHES NICKELWALZWERK FLEITMANN, WITTE & CO.

D—5840 Schwerte (Ruhr), Postfach 1340,

Telex : 01 1282

Reprezentanţă : GROH & SOHN 1011 Wien Lugeck 1

Telefon : 522991

PUBLICOM

WESTIGSTAHL

Program de fabricaţie

LAMINORUL LA RECE : bandă din oţel necălită, din oţel de scule şi oţel de construcţie, aliat şi nealiat : 5—160 mm lăţime × 0,05—2,00 mm grosime ; bandă din oţel inoxidabil, aliat cu crom şi cromnichel : 5—125 mm lăţime × 0,05—1,00 mm grosime ;

Produse speciale. sîrmă plată pentru ace, bandă de oţel pentru arcuri bimetal sudat electric pentru ferăstraie panglică, ferăstraie manuale, bandă din oţel inoxidabil pentru tuburi de televizor

ATELIERUL DE CĂLIT BANDĂ : bandă din oţel de arcuri, nealiat şi — la cerere — aliat
Dimensiuni : 5—60 mm lăţime × 0,05—1,00 mm grosime

Produse speciale : bandă de oţel pentru lamele, bandă de oţel pentru platine

TRĂGĂTORIA : oţeluri de scule, oţeluri-argint rapide, oţeluri inoxidabile şi oţeluri de construcţie în colaci şi bare
Dimensiunile materialului în colaci : 1,00—16,00 mm ∅
Dimensiunile materialului în bare : 1,00—30,00 mm ∅, şlefuite şi polizate

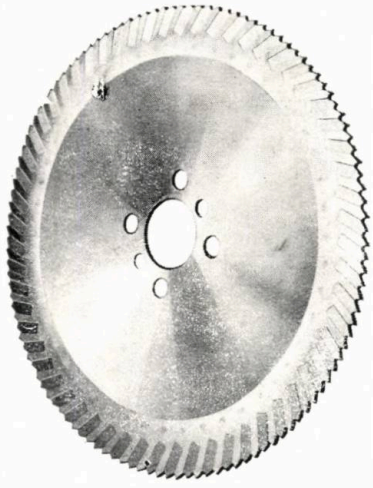
Produse speciale : oţeluri rapide şi sub 2 mm ∅, sîrmă pentru ace

Westigstahl

Stahlwerk Westig GmbH

4750 Unna i/W., Germany, Postfach 324/25
Tel. (0 23 03) 18 41, Telex 08 229 255

PUBLICOM



DRESS WERKZEUGE GmbH.
D 7136 OETISHEIM · P. O. B. 2
TELEFON 07041/2780 · TELEX 7/263846

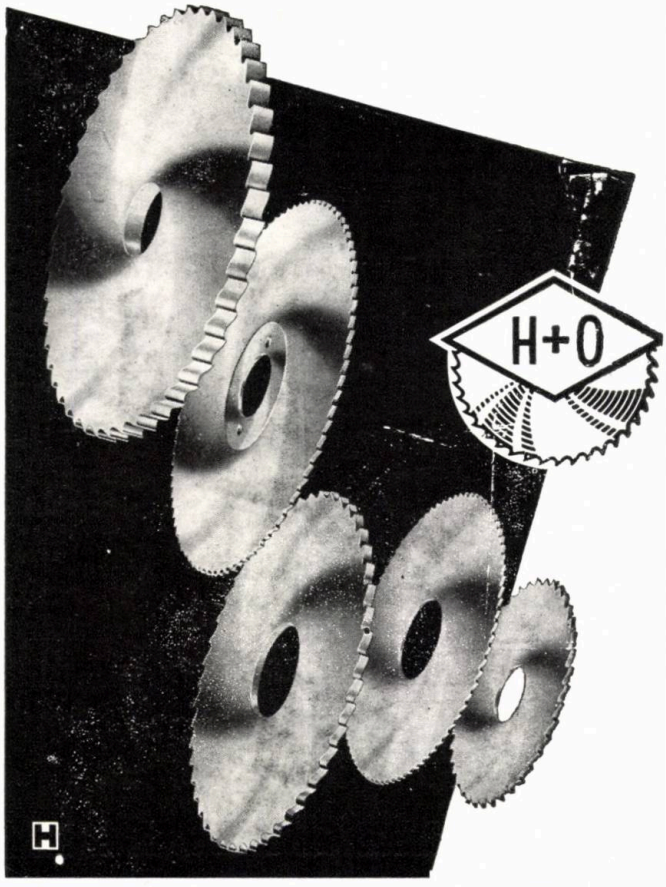
dress

Discuri de ferăstrău circular cu dinți aplicați, cu diametrul pînă la 2 015 mm
Discuri de ferăstrău circular armate cu aliaje dure
Discuri de ferăstrău circular pentru debitat, cu diametrul pînă la 1 000 mm
Discuri de ferăstrău din bandă metalică

DRESS WERKZEUGE GmbH

D 7136 Oetisheim P.O.B. 2
Telefon 07041/2780. Telex 7/263711
Vă rugăm să ne vizitați la cel de-al 3-lea Tîrg internațional București, hala A—etaj—standul 414

PUBLI



Discuri de ferăstrău circular după DIN
Discuri de ferăstrău circular cu diametrul între 5 și 500 mm pentru toate tipurile de ferăstrie
Discuri de ferăstrău circular pentru prelucrarea materialelor plastice
Cuțite circulare

OTT + HEUGEL

Metallkreissägen — Fabrik, 7136 Oetisheim/Württ
Tel. 07041/3017. Telex 7/263846
Vă rugăm să ne vizitați la cel de-al 3-lea Tîrg internațional București, hala A—etaj—standul 414

PUBL

CSH

vă oferă

profile laminate din oțeluri carbon calmate, semicalmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitate aliate și slab aliate

● rotunde cu diametrul de 10—180 mm ● cornier de 20x20—150x150 mm ● I 18—I 24 ● U 9,5—U 24 ● late de 20x5—200x20 mm ● benzi laminate la cald de 200x2—600x5 mm ● țagle, blumuri pentru forje, de 70x70—400x400 mm ● oțel beton cu profil periodic laminat la cald, oțel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald ● profile speciale pentru armături, pe mină pentru talpa șenilei de tractor etc.

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

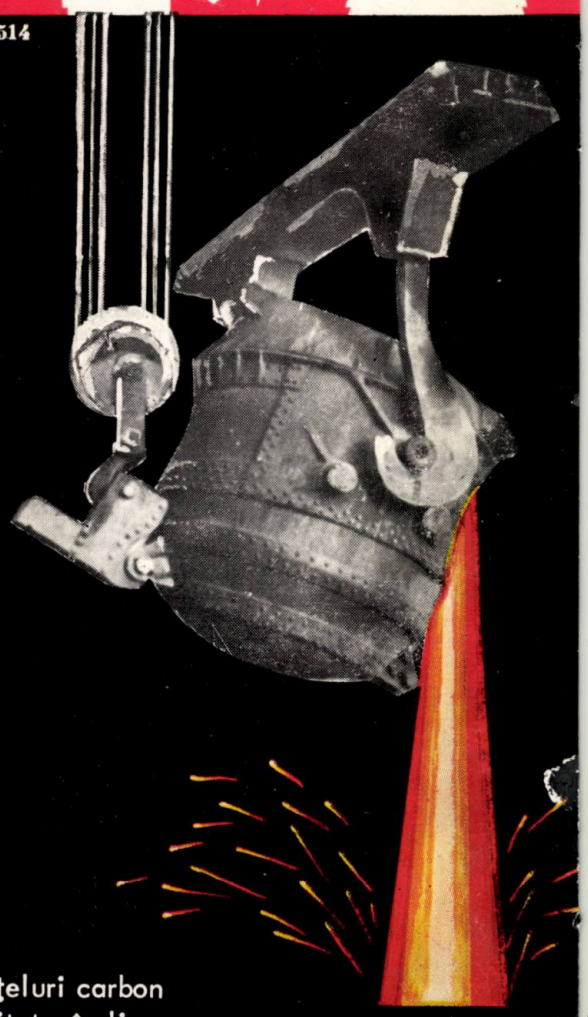
tr. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel:1075-1077-1450-2533-2934

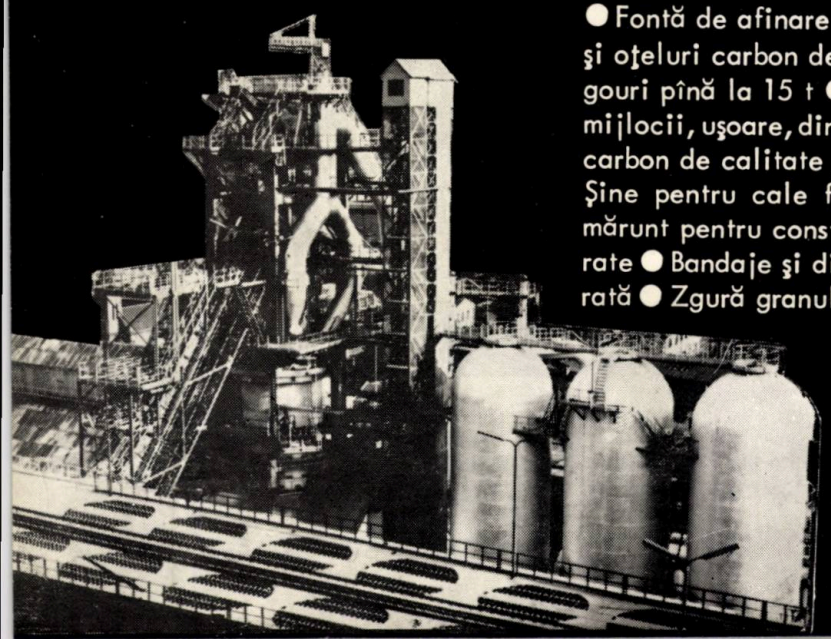
COMBINATUL SIDERURGIC

REŞIŢA

1975 MAR 2

Adresa telegrafică: Contsid—Reşiţa ● Telefon: 11883; 12152; 11882; 13033 ● Telex: 013514
Reg com.: 4298/1954 Bucureşti—România ● Cont: B.N.R.S.R. Reşiţa 30.05.80.00





● Fontă de afinare ● Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 t ● Profile greie, mijlocii, uşoare, din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate ● Şine pentru cale ferată ● Material mărunt pentru construcţia căilor ferate ● Bandaje şi discuri de cale ferată ● Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC Reşiţa

Z 3280

R

Hor.

REFERÁLVA

METALURGIA

9

Editor: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA METALURGICĂ

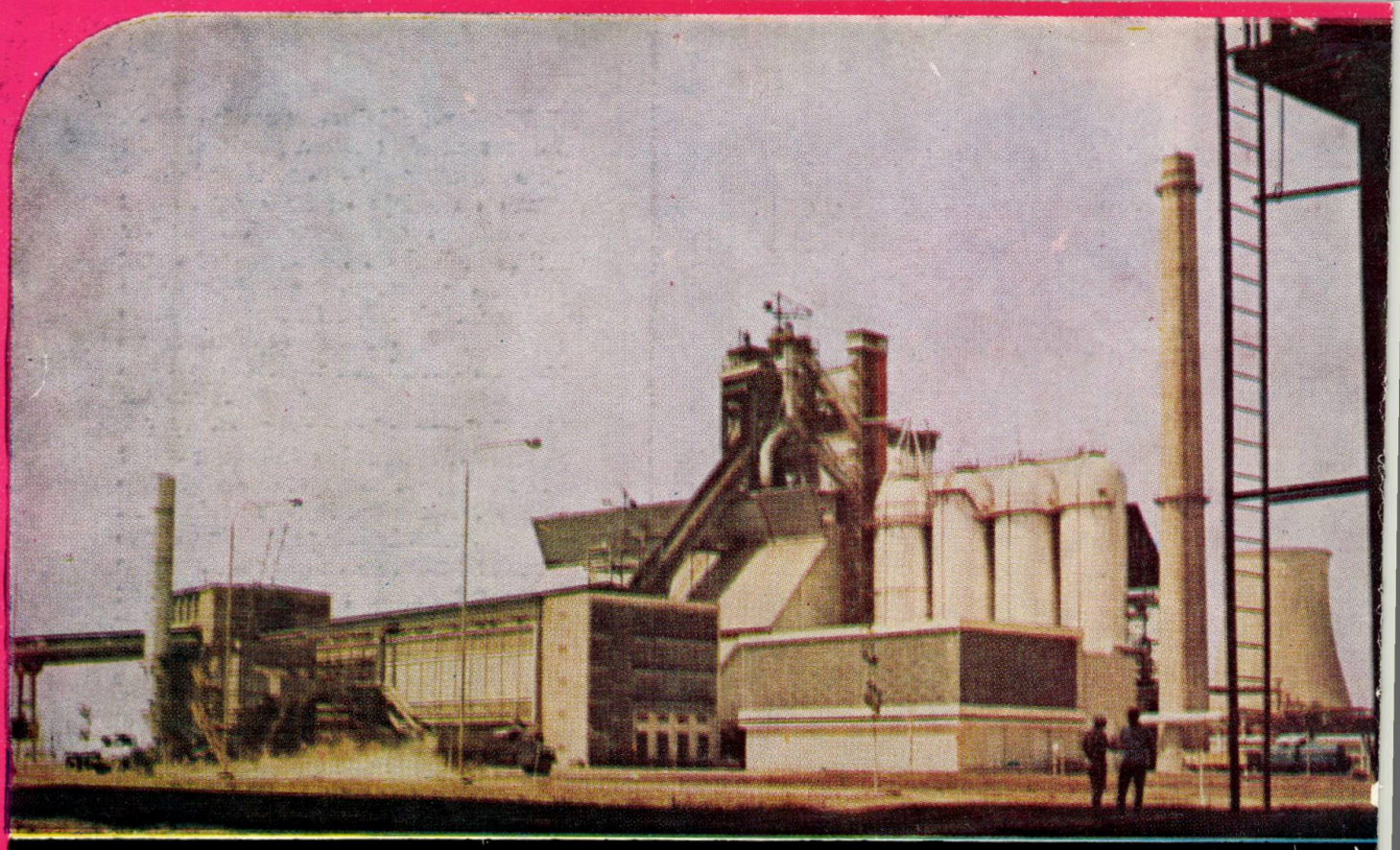


TABLE GROASE: ● de (6–240 mm)x(1 500–3 000 mm)x max. 15 000 mm ● din oţeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate şi aliate ● utilizate în construcţii mecanice, construcţii metalice, construcţii navale, cazane şi recipienţi sub presiune, ţevi sudate, utilaje rezistente la coroziunea atmosferică, oţeluri pentru îndoire la rece şi construcţii cu întrebuinţare generală.

BANDĂ IN RULOURI laminată la cald : ● de (1,5–8 mm) x (700–1 500 mm) şi greutate max. 20t ● utilizată în construcţii mecanice şi metalice, construcţii de nave şi construcţii de cazane şi recipienţi sub presiune.

TABLE SI BENZI laminate la rece: ● de (0,3–3mm)x (700–1500 mm) ● utilizate pentru caroserii, construcţii metalice, ţevi sudate, profile îndoite, închideri de hale, aparataj electric, articole de uz casnic, acoperiri prin zincare, emailare etc.

TABLE IN FOI debitate din rulouri laminate la cald: ● de (1,5–8 mm)x(700–1 500 mm)x(2 000–10 000 mm)

SULFAT FEROS HEPTAHIDRATAT STAS 2189–68 : ● calitatea I şi II ● puritatea 98–99 % ● utilizabil la purificarea apei.

SULF ELEMENTAR în fulgi cu conţinut de minimum 99 % S, fără aciditate ● utilizabil în industria celulozei, fibrelor artificiale şi la prepararea acidului sulfuric.

APĂ AMONIACALĂ de concentraţie 20 % NH_3 ● utilizabilă în industria clorosodicilor.

SULFAT DE AMONIU cu conţinut de 20 % N_2 ● utilizabil ca îngrăşământ în agricultură.

GUDRON BRUT cu conţinut de minimum 55 % smoală ● utilizabil la fabricarea naftalinei şi a uleiurilor de absorbţie.

BENZEN BRUT avînd pînă la 80 % benzen tehnic şi 20 % toluen ● utilizabil în industria solvenţilor şi la rafinării.

COMBINATUL SIDERURGIC

GALAŢI

Telegraf : Combin Galaţi. Telefon : 18300, Telex : 015253 ; 0

METALURGIA

Anul 26 Nr. 9 Septembrie 1974

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Drăgan N.: **Unele cerinţe ce se impun oţelurilor pentru o comprtare corespunzătoare la tratamentul termic secundar** 573

Dobrovici D. şi *Ionilă G.*: **Contribuţii la stabilirea criteriilor de dimensionare a profilelor furnalelor** . . 578

Stoian L.: **Influenţa regimurilor de reducere prin laminare asupra aderenţei dintre stratul de placare şi cel de bază la table din oţel, placate cu oţel inoxidabil, determinată cu ajutorul epruvetelor cu crestătură.** 586

Gulianca N.: **Observaţii asupra tratării sub vid a oţelurilor în instalaţii de tip R.H.** 590

Marcu P. şi *Mangiurea Ileana*: **Acoperirea cu crom dur a bronzurilor de aluminiu rezistente la uzură** 594

Atanasiu N.: **Mecanismul deformării plastice a metalului la trefilarea sîrmelor printr-o matriţă conică activată ultrasonic.** 597

Hubert Hilda şi *Olteanu-Călin Margareta:* **Considerente privind microstructura şi tratamentul termic al oţelurilor inoxiterme de tip 25—20 turnate** 600

ACTUALITĂŢI

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Rozilimo Paulina şi *Dian L.*: **Utilizarea energiei nucleare în siderurgie** 610

Grünfeld N. şi *Abramovici E.:* **Consideraţii asupra factorilor care determină consumul de tablă cositorită** 613

Falk E.: **Probleme tehnologice legate de calibrarea coesului metalurgic.** 617

RECENZII

INFORMAŢII TEHNICO-ECONOMICE

COMITETUL DE REDACȚIE

A. ANTONESCU, C. AVRAM, ȘT. CARDALEF, V. CHIRIȚĂ, VL. DAVID, A. DIJMĂRESCU, CTIN. DRAGOMIR, I. DRĂGAN, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. GROSU, VL. HOLBAN, A. IEREMIA, B. KONCZ, V. MARCU, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, IG. PAVONI, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sector 1, Telefon: 13.09.25. Revista este editată de O.I.D. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Tiparul – Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23 – 25 Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

I.P.I. c. 1569

42406

SOMMAIRE

CD 669.14 ; 621.785

Drăgan N. : **Quelques exigences s'imposant aux aciers pour un comportement adéquat au traitement thermique secondaire.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 573–577

CD 669.162.2 ; 624.043

Dobrovici D. et *Iontilă G.* : **Contribution à la détermination des critères de dimensionnement des profils des hauts-fourneaux.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 578–585

CD 621.771.23 ; 621.793.001.4

Stoian L. : **L'influence des régimes de réduction par laminage sur l'adhérence de la couche plaquée au substrat, pour les tôles en aciers plaquées à l'acier inox, déterminée à l'aide des éprouvettes entaillées.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 586–589

CD 669.18.083.4

Gulianca N. : **Observations concernant le traitement sous vide des aciers dans les installations du type R.H.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 590–593

CD 669.35'6'71 ; 669.268

Marcu P. et *Mangiurea Ileana* : **Le revêtement au chrome dur des bronzes d'aluminium résistants à l'usure.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 594–596

CD 621.778.1 ; 9.048

Atanasiu N. : **Le mécanisme de la déformation plastique de métal pendant le tréfilage des fils à travers une matrice conique activeé aux ultra-sons.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 597–600

CD 669.14.018.8 ; 620.186.621.785

Hubert Hilda, Olteanu-Călin Margareta : **Considérations sur la microstructure et le traitement thermique des aciers inox-thermiques du type 25—20 coulées.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 601–609

CD 621.039. ; 669.1

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Rozolimo Paulina et *Dian L.* : **L'utilisation de l'énergie nucléaire en sidérurgie.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 610–612

CD 669.685.5 ; 339.44

Grünfeld N. et *Abramovici E.* : **Quelques considérations concernant les facteurs qui déterminent la consommation de fer-blanc.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 613–616

CD 662.741.3

Falk E. : **Les problèmes technologiques liés au calibrage du coke métallurgique.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 617–522

INHALT

DK 669.14 ; 621.785

Drăgan N: **Einige Anforderungen die den Stählen gestellt werden für ein entsprechendes Verhalten an die sekundäre Wärmebehandlung.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 573–577

DK 669.162.2 ; 624.043

Dobrovici D. und *Ionilă G.*: **Beiträge zur Festlegung der Gesichtspunkte für die Bemessung der Hochöfen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 578–585

DK 621.771.23 ; 621.793.001.4

Stoian L.: **Einfluss der Stichabnahme auf die Haftung zwischen der Grund-und Deckschicht bei den mit rostfreiem Stahl überzogenen Stahlblechen, bestimmt mit Hilfe der Kerbproben.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 586–589

DK 669.18.083.4

Gulianca N.: **Bemerkungen über die Vakuumbehandlung der Stähle in R.H. Anlagen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 590–593

DK 669.35'6'72 ; 669.268

Marcu P. und *Mangiurea Ileana*: **Hartchromüberzüge auf verschleissfeste Aluminiumbronze.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 594–596

DK 621.778.1 ; 621.9.048

Atanasiu N.: **Zum Mechanismus der plastischen Verformung der Metalle beim Drahtziehen durch eine konische Ultraschallbetätigte Ziehmatrize.**

Metalurgia 26(1974), nr. 9, p. 597–600

DK 669.14.018.8 ; 620.186 ; 621.785

Hubert Hilda und *Olteanu–Călin Margareta*: **Betrachtungen über die Mikrostruktur und Wärmebehandlung der nichtrostenden und wärmebeständigen, gegossenen Stähle Type 25–20.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 601–609

DK 621.039 ; 669.1

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Rozolimo Paulina und *Dian L.*: **Nutzung der Kernenergie im Hüttenwesen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 610–612

DK 669.686.5 ; 339.44

Grunfeld N. und *Abramovici E.*: **Betrachtungen über die Faktoren welche den Weissblechverbrauch bestimmen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 613–616

DK 662.741.3

Falk E.: **Technologische Fragen im Zusammenhang mit der Kalibrierung des Hüttenkokses.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 617–622

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.14 : 621.785

Дрэган Н.: **Некоторые требования к сталям для их соответствующего отношения к термической вторичной обработке.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 573–577

ДК 669.162.2 : 624.043

Добрович Д. и *Ионицэ Г.:* **К вопросу об определении критериев для определения размеров профилей доменных печей.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 588–585

ДК 621.771.23 : 621.793.001.4

Стоян Л.: **Влияние режимов редукции прокатом на пригар между покрытым и основным слоями у стальных листов покрытых нержавеющей сталью, определённое при помощи образцов с надрезом.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 586–589

ДК 669.18.083.4

Гулианка Н.: **Наблюдения над обработкой в вакууме сталей и установок типа RH.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 590–593

ДК 669.35'6'71 : 669.268

Марку П. и *Манджуреа Илеана:* **Покрытие твердым хромом алюминиевых бронз, устойчивых к износу.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 594–596

ДК 621.778.1 : 621.9.048

Атанасиу Н.: **Механизм пластической деформации металла при волочении проволок через конический штамп при помощи ультразвуков.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 597–600

ДК 669.14.018.8 : 620.186 : 621.785.

Губерт Гилда и *Олтяну Кэлин Маргарета:* **О микроструктуре и термической обработке литых нержавеющих жароупорных сталей типа 25—20.**

Metalurgia 26 (1971), nr. 9, p. 601–609

ДК 621.039. : 669.1.

Хэтэрэску О., Александреску А., Розолимо Паулина и *Диан Л.:* **Применение ядерной энергии в черной металлургии.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 610–612

ДК 669.686.5 : 339.44.

Грунфелд Н. и *Абрамович Е.:* **О факторах, определяющих расход белой жести.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 613–616

ДК 662.741.3

Фалк Е.: **Технологические вопросы калибровки металлургического кокса.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 617–622

CONTENTS

DC 669.14 ; 621.785

Drăgan N. : **Some steel requirements for an adequate behaviour at the secondary heat treatment.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 573–577

DC 669.162.2 ; 624.043.

Dobrovici D. and *Ionilă G.* : **Contributions to the establishment of the sizing norms of the blast furnace lines-**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 578–585

DC 621.771.23 ; 621.793.001.4

Stoian L. : **The influence of reduction conditions through rolling on the adherence between the plating layer and the basic one, on stainless steel plated sheets, determined with the notch probes.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 586–589

DC 669.18.083.4

Gulianca N. : **Observations on the vacuum treatment of steel in Type R.H. installations.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 590–593

DC 669.35'6'71 ; 669.268

Marcu P. and *Mangiurea Ileana.* : **Coating of wear resistant aluminium bronze with hard chrome.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 594–596

DC 621.778.1:621.9.048

Atanasiu N. : **The mechanism of plastic deformation of metal during wire drawing through a conical die ultrasonic activated.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 597–600

DC 669.14.018.8 ; 620.186 ; 621.785

Hubert Hilda : *Olteanu – Călin Margareta* **Considerations regarding the microstructure and heat treatment of inoxitherm cast steel of 25—20 type.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 601–609

DC 621.039 ; 669.1

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Razolimo P. and *Dian L.*: **Nuclear energy in the iron and steel industry.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 610–612

DC 669.686.5 ; 339.44

Grünfeld N. and *Abramovici E.* : **Considerations regarding the influence of some factors on the tin plate consumption.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 613–616

DC 662.741.3

Falk E. : **Technological problems related to metallurgical coke sizing.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 9, p. 617–622

MŰSZAKI KÖNYVTÁR

METALURGIA 9 1974

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Dr. ing. N. Drăgan

Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

Unele cerinţe ce se impun oţelurilor pentru o comportare corespunzătoare la tratamentul termic secundar*)

CZ 669.14: 621,785

Condiţiile tehnice standardizate, impuse produselor laminate sau forjate din oţelurile pentru construcţia de maşini, se referă îndeosebi la dimensiuni, aspectul şi calitatea suprafeţei, compoziţia chimică, precum şi la unele prescripţii de structură şi valori ale proprietăţilor mecanice. Satisfacerea integrală a acestor prescripţii standardizate nu este în măsură să asigure însă întotdeauna pieselor respective o comportare corespunzătoare în timpul tratamentului termic secundar sau, ulterior, în exploatare ajungîndu-se la situaţia aparent paradoxală că, deşi materialul a fost corespunzător pe deplin prescripţiilor standardizate, iar prelucrarea, inclusiv tratamentul termic, au fost corect efectuate, rezultatele finale nu sînt cele scontate.

În cele ce urmează vor fi analizate unele prescripţii de calitate, în general nestandardizate, ce se impun oţelurilor, în special celor destinate confecţionării unor piese de răspundere, în scopul asigurării unei comportări corespunzătoare la tratamentul termic secundar şi, respectiv, ulterior în exploatare.

Una din problemele dificile care apar la tratamentul termic secundar o constituie deformaţia pieselor, sub cele două aspecte cunoscute: modificările dimensionale, dar cu respectarea similitudinii geometrice cu piesa iniţială şi, respectiv, deformaţia constînd în strîmbarea sau ovalizarea pieselor.

Modificările dimensionale uniforme ale piesei sînt determinate de factori obiectivi (variaţia volumului specific al diverselor faze în timpul transformărilor structurale) asupra cărora se poate acţiona doar prin modificarea compoziţiei chimice sau a unor parametri ai tratamentului termic. În ceea ce priveşte deformaţia pieselor în timpul tratamentului termic, opinia conform căreia deformaţia este provocată exclusiv de cauze care ţin de conducerea operaţiilor de tratament termic [1—3] nu este întrutotul fundamentată. Cercetările recente [4] au arătat că oţelurile au o anumită susceptibilitate la deformaţie, în funcţie de anumite particularităţi siderurgice, ceea ce determină ca susceptibilitatea la deformare în timpul tratamentului termic să fie considerată ca o proprietate tehnologică a oţelurilor.

O influenţă considerabilă asupra susceptibilităţii oţelurilor la deformaţii în timpul tratamentului termic manifestă mărimea grăuntelui austenitic sau tendinţa de creştere a grăuntelui austenitic la încălzire. Astfel, din figura 1 [4] rezultă că deformaţiile la un oţel cu granulaţie fină, determinate pe inele de tip U S Navy [5], sînt mult mai mici decît cele înregistrate pe acelaşi oţel, dar avînd granulaţia austenitică medie. În acelaşi timp,

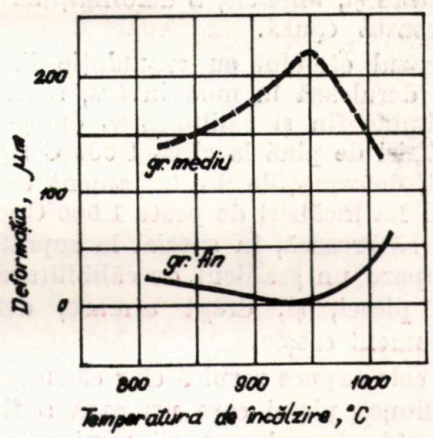


Fig. 1. Influenţa temperaturii de încălzire şi a mărimii grăuntelui austenitic asupra deformaţiilor la călirea în ulei (20°C) a epruvetelor dintr-un oţel cu 0,15% C; 1,5% Ni şi 0,80% Cr

* Comunicare prezentată la a IV-a Consfătuire de tratamente termice, Braşov, 6—8 decembrie, 1973.

la oțelul cu granulație austenitică fină, deformațiile sînt practic nule în urma călirii în ulei după încălzirea la temperaturi de pînă la circa 950°C, pe cînd la oțelul cu granulație medie valoarea deformațiilor crește odată cu creșterea temperaturii de încălzire, începînd de la cele mai joase temperaturi de încălzire pentru călire utilizate în practică. În cazul oțelurilor cu granulație mare, deformațiile sînt și mai mari și ele apar indiferent de temperatura de încălzire.

Din acest exemplu rezultă evident necesitatea normării grăuntelui austenitic sau a tendinței de creștere a grăuntelui austenitic în oțelurile destinate fabricării pieselor cu cerințe ridicate privind toleranțele dimensionale admise. Din punct de vedere tehnologic, obținerea oțelurilor cu grăunte fin se poate realiza prin introducerea la elaborarea oțelurilor a unor adaosuri tehnologice de aluminiu sau titan, în proporție de circa 0,05 %.

Alți factori, care manifestă o influență puternică asupra sensibilității la deformare în timpul tratamentului termic, sînt compoziția chimică și adîncimea de pătrundere a călirii. Influența adîncimii de pătrundere a călirii și a unei călibilități, prestabilite în funcție de dimensiunea care urmează a fi confecționată, poate fi explicată tot cu ajutorul datelor din figura 1, referitor la comportarea diferită a oțelurilor cu granulație diferită.

Comportarea particulară a oțelurilor după călire de la temperatura de 1 000°C se explică prin schimbarea gradientului de călibilitate. Astfel, piesele din oțelul cu granulație austenitică medie au o călibilitate eterogenă, descrescătoare de la suprafață spre miez, atît timp cît încălzirea se efectuează la temperaturi mai mici de 1 000°C, ceea ce determină ca valoarea deformațiilor la tratament să fie destul de mare. După încălzirea la 1 000°C grăuntele austenitic, deși mare, este uniform pe secțiune, ceea ce determină micșorarea gradientului de călibilitate și, implicit, a deformațiilor ce apar din această cauză.

În cazul oțelului cu granulație fină lucrurile se derulează în mod invers, adică grăuntele rămîne fin și călibilitatea omogenă pînă la încălziri de pînă la circa 1 000°C și, în consecință, deformațiile la tratament termic vor fi mici. La încălziri de peste 1 000°C grăuntele începe să crească, în special la suprafața pieselor apare un gradient de călibilitate pe secțiunea piesei, și, drept urmare, deformația la tratament crește.

Din cele expuse rezultă clar că în funcție de dimensiunea piesei care urmează a fi tratată termic, în afara impunerii unui grăunte fin, este necesar ca oțelul să fie astfel ales, după banda de călibilitate a mărcii respective, încît să se evite obținerea unui gradient al călibilității pe secțiune.

Alegerea întotdeauna a oțelurilor cu călibilitate mare, indiferent de dimensiunea piesei, este de asemenea greșită din punctul de vedere al deformațiilor ce apar la tratamentul

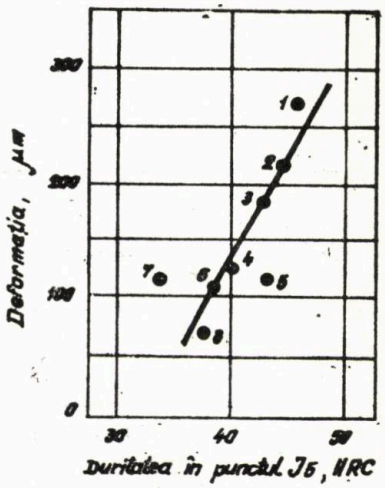


Fig. 2. Mărimea deformațiilor după cementarea și călirea în ulei (20°C) în funcție de călibilitatea Jominy a oțelurilor cu următoarea compoziție chimică: 1—0,16% C; 3,0% Ni; 1,0% Cr; 0,25% Mo; 2—0,18% C; 1,3% Ni; 0,9% Cr; 0,20% Mo; 3—0,16% C; 1,15% Mn; 0,95% Cr; 4—0,20% C; 0,7% Ni; 0,8% Cr; 0,2% Mn; 5—0,16% C; 1,3% Ni; 0,8% Cr; 6—0,18% C; 1% Cr; 0,25% Mo; 7—0,20% C; 0,8% Cr; 8—0,20% C; 20% Ni; 0,25% Mo

termic, deoarece între mărimea deformațiilor și valoarea durității obținute la 5 mm de la capătul răcit al epruvetei Jominy se constată o dependență liniară (fig. 2), deformațiile fiind cu atît mai mari cu cît este mai mare duritatea obținută.

Această constatare este valabilă însă pentru o anumită temperatură a mediului de călire, valorile deformațiilor putînd fi diferite pentru alte temperaturi ale mediului de călire. Faptul acesta prezintă importanță, în deosebi, în cazurile cînd piesele se supun călirii întrerupte, călirii în băi calde sau călirii, după cementare, în ulei la temperaturi ridicate, în scopul evitării revenirii joase ulterioare. În acest ultim caz, ținînd seamă și de faptul că mărimea tensiunilor interne este cu atît mai mare cu cît este mai mare intervalul de temperatură dintre punctele M_s ale miezului și stratului cementat [6], pentru micșorarea deformațiilor la călire apare rațională alegerea unor oțeluri de cementare cu un conținut de carbon cît mai ridicat. Acesta s-ar părea că este motivul pentru care în S.U.A. și în U.R.S.S. a apărut în ultimii ani tendința utilizării unor oțeluri de cementare cu conținutul în carbon de pînă la 0,30% pentru confecționarea roților dințate din angrenajele autovehiculelor [7].

Un alt factor care influenţează mărimea deformaţiilor la tratament este anizotropia macrostructurii (fibrajul) şi a proprietăţilor mecanice ale materialului. Astfel, pe epruvetele dintr-un oţel cu 0,15%C, 1,5 % Ni şi 0,8 % Cr, prelevate după direcţiile X, Y şi, respectiv, Z

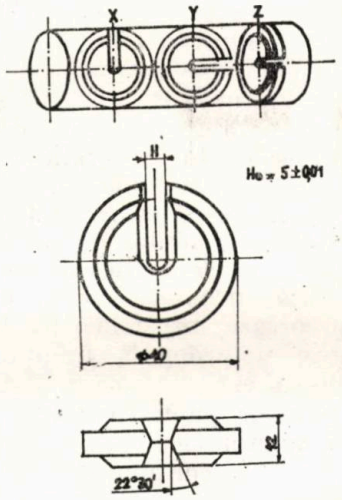


Fig. 3. Tipul de epruvetă pentru determinarea deformaţiilor la tratament şi modul de prelevare

(fig. 3), au fost obţinute după o cementare de 4 h la 925°C, călire de la 850°C şi revenire 1 h la 170°C următoarele valori ale deformaţiei ⊟ [4] :

— pe direcţia X 85 μm;
— pe direcţia Y 310 μm;
— pe direcţia Z 145 μm.

Din datele de mai sus, în afara concluziilor ce se impun referitor la modul de debitare şi prelucrare a pieselor din semifabricate, pentru producătorii de oţel, rezultă necesitatea reducerii la maximum posibil a anizotropiei structurale şi a proprietăţilor mecanice. De altfel problema reducerii anizotropiei nu este dictată numai de necesitatea micşorării deformaţiilor la tratament, ci şi de numeroase alte considerente constructive şi de comportare în fabricaţie şi în exploatare a pieselor.

După cum se arată în literatura de specialitate [8—10], una din căile cele mai eficace pentru micşorarea anizotropiei o constituie micşorarea conţinutului de elemente care determină formarea incluziunilor nemetalice, incluziuni care la prelucrarea prin deformare plastică se alungesc, orientîndu-se în lungul direcţiei de deformare şi micşorează considerabil valorile proprietăţilor mecanice, îndeosebi rezilienţa, în secţiunea transversală.

O metodă eficientă şi utilizată industrial la o scară destul de largă pentru micşorarea conţinutului în elemente nocive, din punctul de vedere al formării incluziunilor nemetalice, o constituie tratarea în vid a oţelului lichid, în diverse variante tehnologice (degazarea în vid a oţelului, elaborare în vid, retopirea cu arc sub vid, retopirea electrică sub zgură electroconducătoare etc.).

Cercetările efectuate în fază de laborator sau la scară industrială pe oţeluri din diferite mărci au arătat posibilitatea creşterii gradului de puritate în ceea ce priveşte toate tipurile de incluziuni nemetalice cu 1—2,5 punctaje şi, de asemenea, micşorarea conţinutului de gaze [11], [12]. În afara micşorării gradului de anizotropie a proprietăţilor mecanice, creşterea gradului de puritate în incluziuni nemetalice, prin retopire în vid, duce atît la creşterea generală a rezilienţei, cît şi la creşterea rezistenţei la ruperea fragilă prin mărirea valorii tensiunii necesare pentru propagarea fisurilor în material [13]. De asemenea, creşte în mod sensibil rezistenţa la oboseală a oţelului [14].

Cu toate avantajele evidente obţinute prin elaborarea sau degazarea în vid, în prezent acest procedeu este impus prin norme sau standarde doar pentru unele oţeluri de rulmenţi şi pentru oţelurile utilizate în industria aeronautică. O explicaţie pentru această situaţie o poate furniza preţul de cost ridicat al oţelului elaborat prin aceste procedee. Cu toate acestea, în majoritatea uzinelor producătoare de oţeluri aliate din ţările dezvoltate industrial, mai bine de 50% din producţia de oţeluri se realizează prin elaborare sau degazare în vid sau prin retopire electrică sub zgură.

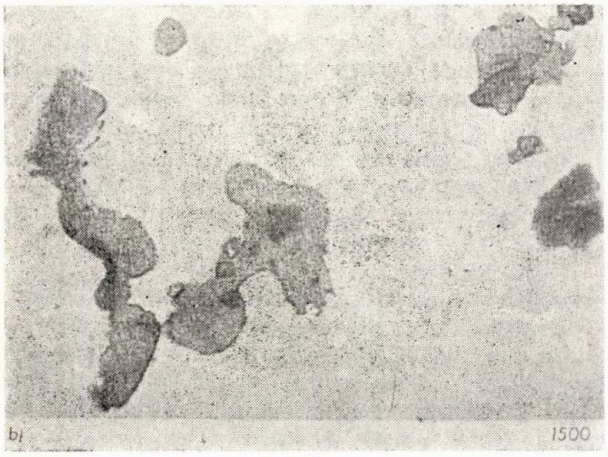
O altă cale de micşorare a anizotropiei proprietăţilor mecanice o constituie introducerea în compoziţia oţelurilor a unor elemente de aliere cu acţiune de durificare a sulfurilor. Introducerea a circa 0,05—0,15 % Zr în oţel duce la formarea unor sulfuri mixte de Fe, Mn şi Zr a căror duritate ajunge pînă la 780 HV, faţă de numai 200 HV, cît este duritatea sulfurii de Fe şi Mn [15], [16]. Ca o consecinţă a creşterii durităţii sulfurilor, acestea nu se alungesc în timpul deformării plastice la cald, ci îşi menţin o formă globulară (fig. 4). În urma comportării în acest mod a oţelurilor cu adaos de zirconiu, deşi proprietăţile de rezistenţă nu variază în mod sensibil, valorile rezilienţei înregistrează creşteri importante, în special rezilienţa determinată pe epruvete transversale [16], ceea ce duce la o micşorare importantă a gradului de anizotropie.

Una dintre caracteristicile cele mai importante ale oţelurilor pentru construcţia de maşini o constituie rezistenţa la rupere fragilă, rezistenţă determinată într-un grad însemnat de susceptibilitate la fragilitatea reversibilă de revenire.

Măsurile practice, preconizate pentru eliminarea sau atenuarea fragilităţii la revenire, respectiv creşterea vitezei de răcire după revenire şi alierea oţelurilor cu molibden sau wolfram, nu sînt întotdeauna aplicabile. De

exemplu piesele cu secţiune mare, care se răcesc în aer după revenire pentru a se evita apariţia tensiunilor termice, au o viteză de răcire în intervalul de fragilizare de circa 30—50°C/h, viteză care favorizează dezvoltarea fragilizării.

a)



b)

Fig. 4. Aspectul sulfurilor după laminarea la cald a oţelului fără zirconiu (*a*) şi a oţelului cu 0,05% Zr (*b*)

Pe de altă parte efectuarea revenirii în afara intervalului periculos de fragilizare (400—600°C) nu poate fi evitată, întrucît tocmai revenirea la aceste temperaturi conferă materialelor ansamblul optim al valorilor caracteristicilor mecanice solicitate. În acelaşi timp multe piese funcţionează timp îndelungat la temperaturi ridicate, ceea ce determină micşorarea rezistenţei la rupere fragilă, tocmai datorită dezvoltării fenomenului de fragilitate la revenire.

Cercetările efectuate în decursul timpului, referitoare la influenţa elementelor de aliere asupra fragilităţii reversibile la revenire, au vizat elementele de „macroaliere", adică cele prezente în cantităţi de ordinul procentelor sau zecimilor de procente (Ni, Cr, Mn, Si, Mo, W, V). Abia cu începere din anul 1959, în lucrarea [17] se arată influenţa foarte mare pe care pot să o aibă asupra fragilităţii la revenire conţinuturile foarte mici ale unor elemente care de regulă nu sînt normate prin standarde în compoziţia chimică a oţelurilor (As, Sb, Sn, N ş.a.).

Cercetările efectuate în ultimii ani au scos însă în evidenţă influenţa acestor elemente însoţitoare, influenţă care în unele cazuri poate fi mai mare chiar decît a elementelor de bază din compoziţia oţelului. Astfel în lucrarea mai sus-citată [17] se arată că oţelurile ce conţin Ni, Cr, Mn etc., dar foarte pure în ceea ce priveşte conţinutul în P, S, As, Sb ş.a., nu sînt sensibile la fragilitatea la revenire chiar în cazul menţinerilor în intervalul periculos de fragilizare de pînă la 1 000 h.

Datele publicate ulterior arată fără echivoc că creşterea gradului de puritate a oţelului în diferite elemente însoţitoare, puritatea realizată în multe cazuri prin retopiri în vid, micşorează într-o măsură foarte mare sensibilitatea oţelurilor la fragilitatea reversibilă la revenire.

Sinteza datelor publicate arată următoarea influenţă a acestor elemente :

Sulful. Variaţia conţinutului de sulf în limitele 0,02—0,0005% nu duce la o influenţă sensibilă asupra temperaturii de tranziţie la rupere fragilă [18].

Fosforul. Influenţa fosforului depinde foarte mult de prezenţa sau absenţa altor elemente de aliere în oţel [17], [19], [20]. De exemplu creşterea conţinutului de P de la 0,002 la 0,023% într-un oţel aliat cu Cr şi Ni determină creşterea temperaturii de tranziţie, după fragilizare, cu 112°C, într-un oţel aliat cu Cr, iar într-un oţel aliat cu Ni, numai cu 41°C. În lucrarea [20] se arată că fosforul în combinaţie cu cromul şi manganul provoacă o puternică fragilizare, dar fără aceste elemente nu are nici o influenţă negativă. Întrucît Mn este prezent totdeauna în compoziţia oţelurilor, iar Cr, în compoziţia majorităţii oţelurilor aliate, rezultă necesitatea micşorării la maximum posibil a conţinutului de fosfor.

Staniul. Ca şi alte oligoelemente însoţitoare, staniul are o influenţă mult mai puternică asupra fragilizării oţelurilor Cr-Ni, decît asupra oţelurilor numai cu Cr sau numai cu Ni [18]. De exemplu prezenţa a circa 0,045% Sn determină o creştere a temperaturii de tranziţie de 255°C în oţelurile Cr-Ni (de la — 110°C în stare îmbunătăţită la + 145°C în stare fragilizată) şi numai de 84°C în oţelurile cu Ni şi, respectiv, de 40°C în oţelurile cu Cr.

Arsenul are aceeaşi influenţă asupra fragilităţii la revenire a oţelurilor Cr-Ni, Ni şi Cr ca şi staniul, dar considerabil mai slabă [18]. Comparativ cu influenţa fosforului, arsenul influenţează fragilizarea oţelurilor de 10—15 ori mai slab [21]; totuşi prezenţa arsenului în cantităţi considerabil mai mari decît de obicei, ca de exemplu în oţelurile din minereuri cu mult arsen (Krivoi-Rog), are o puter-

nică influenţă negativă asupra dezvoltării fenomenului de fragilizare [22].

Stibiul. Dintre toate elementele însoţitoare acesta se pare că are cea mai puternică influenţă fragilizantă [17], [18], [23], [24].

Temperatura de încercare a rezilienţei, la care apar în suprafaţa de rupere porţiuni de ruptură fragilă în oţelurile cu Sb, este de 325°C. Chiar şi prezenţa molibdenului în compoziţia oţelurilor nu poate neutraliza influenţa nefastă a unor conţinuturi de stibiu de ordinul a 0,005—0,088%.

În ceea ce priveşte conţinutul de gaze în oţel, datele existente pînă acum, referitoare la influenţa oxigenului şi azotului asupra fragilităţii reversibile la revenire, sînt foarte puţine la număr. Pornindu-se de la aceste date [17], [25], [26] şi de la teoriile actuale privind natura fragilităţii reversibile la revenire, oxigenul şi azotul nu ar trebui să aibe vreo influenţă.

Sintetizînd datele prezentate se poate trage concluzia că influenţa cea mai mare asupra fragilităţii reversibile de revenire o au, în ordine descrescătoare, Sb, P, Sn şi As. Gradul de influenţă a elementelor de mai sus depinde şi de elementele de bază din compoziţia oţelului. Totodată s-a constatat că oţelurile cu un grad înalt de puritate în oligoelementele însoţitoare (Sb, Sn, As, P, S), fenomenul de fragilizare la revenire se manifestă extrem de slab, indiferent de parametrii tratamentului de revenire. De asemenea, prezenţa sulfului, oxigenului şi azotului în oţel nu manifestă o influenţă sesizabilă asupra fragilităţii la revenire.

Analiza succintă a unor aspecte privind comportarea la tratamentul termic secundar sau în exploatare a pieselor tratate termic a arătat influenţa, deloc neglijabilă, a unor elemente care în general nu sînt reglementate prin standarde privind condiţiile tehnice impuse oţelurilor.

Introducerea forţată în standarde a unora dintre elementele mai sus-menţionate (granulaţie şi călibilitate prestabilite, limitarea conţinutului de gaze, incluziuni nemetalice şi unele dintre elementele însoţitoare cu influenţă nocivă) nu se poate face fără a provoca perturbaţii în activitatea producătorilor de oţel şi ar fi însoţită de impunerea din partea beneficiarilor a o serie de condiţii şi în cazurile cînd destinaţia finală a produselor nu justifică, din punct de vedere economic, utilizarea unor oţeluri cu prescripţii deosebit de severe.

Din aceste considerente se impune ca reglementarea acestor probleme să se facă cu discernămînt şi numai ca rezultat al unei colaborări strînse şi permanente între producătorii şi utilizatorii de oţeluri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Guliaev A. P., Lahtin I. M. şi Tarusin A. I. *Termiceskaia obrabotka stali.* Moscova, Maşghiz, 1964.
[2] Buholtz G., Büller G. şi Schultz E. Archiv für Eisenhüttenwesen, 1952, nr. 6.
[3] * * * *Böhler Werkzeugstähle-Marken 101—12 6616.000 C.*
[4] Lacoude M. şi Tricot R. Traitement Thermique, 65, 1972, p. 33—34.
[5] * * * A.S.M. Handbook, 1961, p. 654.
[6] Viaznicov N. F. şi Ermacov S. S. *Ostatocinie napriajenie v stali pri himikotermiceskoi obrabotke.* Naucinie dokladî vîsşei şkolî seria Metallurghia, nr. 3, 1958.
[7] Baicu Ştefania *Tehnologiile optime pentru tratamentul termic al roţilor dinţate din oţel.* Bucureşti, I.D.T., 1968.
[8] Micliaev P. G. şi Fridman I. B., *Anizotropia mehaniceskih svoistov materialov.* Moscova, Metallurghia, 1969.
[9] Buch R. H. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, 1966, nr. 11, p. 5.
[10] Buch R. H. : Trans. A.S.M., v. 57, 1964, p. 991.
[11] Dogadaeva V. A., Guliaev A. P., Zikeen V. N. şi Filippîceva M. M. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, 1970, nr. 10, p. 2—5.
[12] Taran A. V. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, 1970, nr. 10, p. 13—15.
[13] Taran A., V. Zikeev V. N., Guliaev A. B. şi Evdochimova L. A. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, 1971, nr. 1, p. 55—57.
[14] Boicenco I. A. şi Vasenev R. V. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, 1971, nr. 5, p. 57—59.
[15] Espenhan M. ş.a. Thyssen Forschung, 1969 nr. 4, p. 136—143.
[16] Heisterkamp F., Buhler H. E., Jakel G. şi Espenhan M. Thyssen Forschung, 1970, nr. 1, p. 35—41.
[17] Steven W. şi Belesiva K. Journal Iron and Steel Institute, vol. 1959, 193, nr. 2.
[18] Low J. ş.a. Trans. AIME 1968, vol. 242, nr. 1.
[19] Capus S. Journal Iron and Steel Institute, vol. 200, 1962, nr. 11.
[20] Keh A. şi Porr W. TASM, 1960, vol. 52.
[21] Kalmîcov V. V. Stali, 1968, nr. 2.
[22] Jolivet H. şi Vidal G. Revue de Métallurgie, 1944, col. XI—XII.
[23] Restaino P. şi Mahon X. Mc. TASM, 1967, vol. 60.
[24] Austin G. şi Entwisle A. Journal of the Iron Steel Institute, 1953, vol. 173, nr. 4.
[25] Capus S. şi Mayer G. Metalurgiia, vol. 52, 1960, nr. 372.
[26] Meskin V. S. *Osnovî leghirovania stali.* Metallurghizdat, 1961.

Drăgan N.

DC 669.11:621.785

Some steel requirements for an adequate behaviour at the secondary heat treatment

The paper presents a lot of aspects which usually are not established by standards (structural and technological properties, low or very low quantities of accompanying alloy elements a.s.o.) which sometimes shows a great influence on steels behaviour at secondary heat treatment and further on in operation.

From all these mention is made of the influence of austenitic grain size, quench hardenability and anisotropy on steel sensitivity at deformation during secondary heat treatment, the influence of some accompanying elements (S, P, Sn, Sb, As, Pb) on the brittle fracture strenght a.o.

Contribuţii la stabilirea criteriilor de dimensionare a profilelor furnalelor

Ing. D. Dobrovici şi ing. G. Ionilă
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ 669.162.2: 624.043

Primele încercări de a stabili unele criterii de dimensionare a profilelor furnalelor, bazate pe experienţa limitată existentă în acea perioadă, datează din a doua jumătate a secolului XIX.

Astfel L. Gruner şi A. Ledebur au determinat pentru prima dată valori corecte pentru raportul $H:D$, au definit noţiunea de indice de utilizare a volumului furnalului şi au stabilit forma generală a relaţiei dintre înălţime şi volum care, cu adaptări corespunzătoare ale coeficienţilor, se menţine şi în prezent:

$H = n \cdot \sqrt[3]{V_u}$ [1] (Ledebur).

După anul 1900 M.A. Pavlov, bazîndu-se pe o vastă documentaţie asupra construcţiei şi funcţionării a numeroase furnale din Rusia, S.U.A. şi din unele ţări europene a stabilit o metodă completă de dimensionare a profilelor, care şi-a păstrat interesul practic şi astăzi.

Această metodă se bazează pe cîteva relaţii între dimensiunile principale:

$$H = n \cdot \sqrt[3]{V_u}\ ;\ n = \varphi\left(\frac{H}{D}\right);\ V_u = K \cdot D^2 \cdot H,$$

la care se adaugă un sistem de rapoarte şi indici, servind pentru stabilirea celorlalte dimensiuni ale profilului $\left(\frac{D}{d}; \frac{H}{D}; \frac{d_1}{D}; \frac{d_1}{d_0}; \frac{V_u}{A} \text{ etc.}\right)$.

Metoda Pavlov se caracterizează printr-o mare elasticitate, întrucît alegerea coeficienţilor, a indicilor şi a valorilor rapoartelor de dimensionare se face pe criterii tehnologice, care ţin seamă de condiţiile de funcţionare a furnalului, respectiv productivitate, intensitate de funcţionare, calitatea fontei, caracteristicile materiilor prime etc. [1], [2], [3].

Mai recent a fost elaborată, de către A. N. Ramm, o metodă de dimensionare a profilului, constînd dintr-o serie de formule care dau valorile diametrelor în funcţie de volumul util şi a înălţimilor pe zone, în funcţie de înălţimea totală [2], [3]. Deşi simplă, metoda este rigidă, ea neţinînd seamă de condiţiile tehnologice ale fiecărui furnal, astfel încît aplicarea ei poate duce la erori.

Faţă de stadiul de dezvoltare a furnalelor din perioadele în care M. A. Pavlov şi A. N. Ramm au elaborat metodele de dimensionare menţionate, în prezent au intervenit numeroase perfecţionări tehnologice şi constructive, de care trebuie să se ţină seamă la dimensionarea profilelor.

Astfel, s-a trecut la o încărcătură constînd mai ales din aglomerat autofondant şi pelete, totul fiind bine clasat şi încărcat în furnale între limite de granulaţie strînse. Încărcătura constă mai ales din minereuri bogate sau din concentrate, care asigură scoateri de fontă de peste 50—55%.

Combustibilul solid este numai cocsul metalurgic, supus în prealabil operaţiilor de stabilizare şi de clasare granulometrică, ceea ce îi asigură uniformitatea atît ca rezistenţă, cît şi ca permeabilitate în strat. Datorită îmbunătăţirii încărcăturii, folosirii combustibililor auxiliari şi a altor perfecţionări tehnologice, consumul specific de cocs s-a micşorat considerabil, astfel încît, prin scăderea volumului ocupat de cocs în furnal, s-au produs schimbări importante în condiţiile de circulaţie a gazelor prin încărcătură.

Pregătirea încărcăturii, folosirea combustibililor auxiliari şi a oxigenului, creşterea presiunii gazelor au făcut posibilă creşterea considerabilă a intensităţii de funcţionare şi a indicatorilor de utilizare a volumului furnalelor. După cum este cunoscut există furnale care realizează în mod obişnuit 1,8—2,4 t fontă/m³ · zi.

Progresele realizate în ultimele decenii în domeniul utilajelor şi al refractarelor au făcut posibilă construirea de unităţi cu volume din ce în ce mai mari, cu concentrarea producţiei de fontă într-un număr mic de furnale, a căror căptuşeală refractară dă posibilitatea realizării unor campanii de peste 8—10 ani.

În condiţiile arătate, dimensionarea corectă a profilului furnalului şi-a sporit importanţa, devenind necesară îmbunătăţirea metodelor de dimensionare prin revizuirea, actualizarea şi completarea criteriilor existente.

Au fost alese pentru a fi analizate 32 profile de furnale moderne cu volume între 700 şi 3 000 m³ din nouă ţări, printre care se află şi marii producători de fontă (U.R.S.S., S.U.A., Japonia, R.F.G.), cu scopul de a sintetiza cît mai bine experienţa existentă în diferitele ţări şi tendinţele actuale în domeniul dimensionării profilelor. Datele complete asupra profilelor se găsesc în tabela 1, iar principalele rapoarte între dimensiuni sînt date în tabela 2.

Notaţiile folosite sînt arătate în figura 1. Volumele utile ale furnalelor sînt calculate de la nivelul orificiului de evacuare a fontei, pînă la nivelul superior al gîtului cilindric (după metoda folosită în R. S. România). S-a renunţat la folosirea înălţimii totale H, păstrînd în calcule numai înălţimea utilă H_u, care se ia în calculul volumului util al furnalului; întrucît diferenţa $H - H_u$, reprezentînd spaţiul fără încărcătură

Tabela 1

Țara și uzina	V_u, m³	d, m	D, m	d_1, m	d_6, m	H_u, m	h, m	h_1, m	h_2, m	h_3, m	h_4, m	h_5, m	α	β	A, m²	g	Observații
R. S. România																	
Reșița	700	6,0	7,0	5,0	3,6	23,85	2,8	3,2	3,2	2,0	12,95	2,5	81°10'	85°35'	28,3	12	[3]
Hunedoara	770	6,0	7,6	5,0	3,6	23,85	2,8	3,171	5,092	0,532	11,959	3,096	81°05'	85°25'	28,3	12	
Hunedoara	987	7,2	8,2	5,8	4,2	24,75	2,8	3,2	2,0	2,0	13,96	2,59	81°44'	85°18'	40,7	14	[3]
Hunedoara	1 027	7,2	8,2	5,8	4,2	25,79	2,8	3,2	2,0	2,0	15,0	2,59	80°32'	85°25'	40,7	14	[3]
U.R.S.S.																	
tipizat	930	7,0	7,85	5,41	3,96	25,80	2,54	3,06	3,24	1,86	14,72	2,92	82°30'	85°15'	38,5	14	[4]
tipizat	1 033	7,2	8,2	5,8	4,2	26,0	2,8	3,2	3,0	2,0	15,0	2,8	80°32'	85°26'	40,7	14	[4], [8]
tipizat	1 386	8,2	9,3	6,5	4,8	27,3	2,8	3,2	3,2	2,0	16,0	2,9	80°15'	85° —	52,7	16	[4]
tipizat	1 513	8,6	9,6	6,6	4,8	28,0	2,8	3,2	3,0	2,0	17,3	2,5	80°30'	85°03'	58,1	16	[4]
tipizat	1 719	9,1	10,2	6,9	5,0	28,5	2,8	3,2	3,0	2,0	17,8	2,5	79°37'	84°42'	65,0	18	[6]
tipizat	2 002	9,75	10,9	7,3	5,4	29,4	3,2	3,6	3,0	1,7	18,3	2,8	79°10'	84°23'	74,7	20	[6], [8]
tipizat	2 286	10,5	11,5	7,7	5,6	29,9	2,8	3,2	3,0	2,0	19,2	2,5	78°41'	84°22'	86,6	24	[6]
tipizat	2 700	11,0	12,3	8,1	6,2	31,2	3,4	3,9	3,4	2,2	18,7	3,0	79°11'	83°36'	95,0	24	[16]
S.U.A.																	
Fairless	1 805	9,0	10,23	7,23	5,25	29,27	2,14	2,8	3,48	2,26	17,1	3,63	80° —	85° —	63,6	20	[6]
Ashland	1 990	9,3	11,75	7,62	5,65	25,355	2,0	2,44	8,44	—	12,645	1,83	81°45'	83°05'	67,5	24	[6], [13]
Japonia																	
Sakai	2 062	10,0	11,0	7,3	5,3	28,57	3,17	3,77	3,2	2,8	17,3	1,5	81°15'	83°54'	78,5	27	[6], [14]
Tobata	1 953	9,8	10,6	7,3	5,3	28,37	3,17	3,77	3,0	2,8	17,3	1,5	82°52'	84°33'	75,4	27	[6], [14]
Chiba	2 169	10,0	11,0	7,45	5,3	30,0	3,4	3,9	3,4	2,7	18,0	2,0	81°38'	84°22'	78,5	24	[6], [14]
Wakayama	2 570	11,024	11,9	8,179	5,5	30,785	3,4	3,9	3,5	2,5	18,215	2,5	82°50'	84°04'	95,4	32	[9]
Nagoya	2 056	9,8	10,8	7,2	5,3	29,79	3,1	3,95	3,34	2,7	17,3	2,5	81°29'	84°04'	75,4	24	[6]
Fukuyama	3 014	11,8	13,0	9,0	7,0	29,20	3,7	4,2	3,5	3,0	17,0	1,5	80°16'	83°17'	109,4	34	[10
R. F. Germania																	
Dortmund Hörde	1 750	9,5	10,5	6,8	4,75	28,10	2,6	2,9	3,3	1,0	18,8	2,1	81°25'	84°30'	70,9	24	[6], [13]
Duisburg Hamborn	1 722	9,5	10,4	7,0	4,45	27,68	2,85	3,0	3,1	0,6	18,9	2,08	81°44'	84°52'	70,9	24	[6]
Phoenix Ruhrort	1 679	9,0	10,0	7,5	4,65	26,73	3,35	3,55	3,5	3,0	16,1	0,58	81°52'	85°34'	63,6	24	[6]
Rheinhausen	1 989	9,5	10,5	7,2	4,8	30,75	2,6	3,4	3,5	2,4	18,25	3,2	81°55'	84°55'	70,9	24	[6]
Franța																	
Dunkerque	1 437	8,5	9,7	6,8	4,88	25,2	2,6	3,2	3,6	2,7	13,8	1,9	80°40'	84° —	56,7	20	[15]
Louvroil	839	6,0	7,8	6,0	4,0	22,75	2,6	3,08	3,42	3,0	11,25	2,0	75°20'	85°25'	28,3	14	
Italia																	
Cornigliano	1 518	8,53	9,45	6,7	4,8	27,636	2,44	2,972	3,81	3,04	16,112	1,702	81°40'	85°12'	57,2	20	
Taranto	1 893	9,14	10,312	7,315	5,334	30,27	2,44	2,97	3,96	2,97	16,51	3,86	81°37'	84°48'	65,6	24	[6]
Taranto	2 354	10,6	11,7	7,7	5,7	28,70	3,0	3,3	3,3	2,8	17,8	1,5	80°33'	83°36'	88,2	27	[11]
Belgia																	
Seraing	1 781	9,0	10,6	7,8	5,9	28,0	3,0	3,25	3,5	2,0	17,0	2,25	77° —	83°57'	63,6	22	[6]
Esperance Longdoz	1 792	9,0	10,2	7,16	5,38	27,932	2,5	3,56	3,135	4,337	15,4	1,5	79°10'	84°22'	63,6	20	[6]
Australia																	
Port Kembla	1 740	8,84	9,8	7,44	..	28,5	2,5	2,9	3,66	3,2	17,46	1,28	82°30'	85°20'	61,4	22	[6]

Tabela 2

Țara și uzina	Nr. furnalului	V_u	$\frac{H_u}{D}$	$\frac{D}{d}$	$\frac{d_1}{D}$	$\frac{d}{d_1}$	$\frac{d_1}{d_0}$	$\frac{V_u}{A}$
R.S. România								
Reșița	1,2	700	3,41	1,165	0,715	1,20	1,39	24,7
Hunedoara	5	770	3,14	1,266	0,66	1,20	1,39	27,2
Hunedoara	7	987	3,02	1,14	0,707	1,24	1,38	24,3
Hunedoara	8	1 027	3,15	1,14	0,707	1,24	1,38	25,3
U.R.S.S.								
tipizat	—	930	3,29	1,12	0,69	1,294	1,365	24,2
tipizat	—	1 033	3,17	1,14	0,707	1,24	1,38	25,4
tipizat	—	1 386	2,93	1,135	0,70	1,26	1,354	26,2
tipizat	—	1 513	2,92	1,115	0,69	1,30	1,375	26,1
tipizat	—	1 719	2,79	1,12	0,675	1,32	1,38	26,3
tipizat	—	2 002	2,81	1,12	0,67	1,335	1,35	26,8
tipizat	—	2 286	2,60	1,095	0,67	1,36	1,375	26,4
Krivoi Rog	—	2 700	2,54	1,12	0,66	1,358	1,31	28,4
S.U.A.								
Fairless	1	1 805	2,86	1,135	0,707	1,244	1,376	28,4
Ashland	A	1 990	2,16	1,264	0,648	1,22	1,44	29,3
Japonia								
Sakai	1	2 062	2,60	1,10	0,663	1,37	1,375	26,3
Tobata	3	1 953	2,68	1,08	0,69	1,34	1,38	25,9
Chiba	5	2 169	2,73	1,10	0,677	1,34	1,48	27,6
Wakayama	4	2 570	2,53	1,08	0,687	1,35	1,486	26,9
Nagoya	1	2 056	2,76	1,10	0,667	1,36	1,36	27,3
Fukuyama	3	3 014	2,25	1,10	0,692	1,31	1,285	27,6
R.F. Germania								
Dortmund Hörde	..	1 750	2,68	1,105	0,647	1,397	1,43	24,7
Duisburg Hamborn	4	1 722	2,66	1,095	0,673	1,36	1,57	24,3
Phoenix Ruhrort	7	1 679	2,67	1,11	0,75	1,20	1,61	26,4
Rheinhausen	8	1 989	2,93	1,105	0,686	1,32	1,50	28,0
Franța								
Dunkerque	1	1 437	2,60	1,14	0,70	1,25	1,43	25,4
Louvroil	..	839	2,92	1,30	0,77	1,00	1,50	29,7
Italia								
Cornigliano	2	1 518	2,92	1,11	0,71	1,274	1,37	26,5
Taranto	2,3	1 893	2,98	1,13	0,71	1,243	1,37	28,9
Taranto	1	2 354	2,45	1,11	0,658	1,377	1,35	26,7
Belgia								
Seraing	B	1 781	2,64	1,18	0,66	1,286	1,40	28,0
Esperance Longdoz	6	1 792	2,76	1,13	0,70	1,26	1,33	28,2
Australia								
Port Kembla	4	1 740	2,91	1,11	0,76	1,19	..	28,3

care rămîne la gura furnalului, diferă după construcția aparatului de încărcare, renunțarea la H contribuie la eliminarea unor erori posibile în dimensionarea profilelor după metodele arătate.

Considerînd că mărimea furnalului este cel mai corect caracterizată prin volumul util V_u, s-a urmărit determinarea variației parametrilor principali ai profilului cu creșterea volumului util, pe baza datelor arătate în tabelele 1 și 2 (se precizează că în toate relațiile care urmează V_u va fi exprimat în mii m³).

Astfel, în figura 2 este arătată creșterea înălțimii utile cu volumul util al furnalului, după o relație de forma:

$$H_u = 19{,}618 + 6{,}742\ V_u - 0{,}89\ V_u^2, \text{m} \qquad (1)$$

valabilă pentru profilele cuprinse între 700 și 3 000 m³.

Relația dintre H_u și V_u corespunde unor condiții normale de mișcare a încărcăturii și a gazelor prin furnal și unei bune desfășurări a proceselor de reducere, ceea ce înseamnă folosirea de minereuri și aglomerate concasate și clasate, precum și de cocsuri cu rezistență și granulație corespunzătoare mărimii furnalului și granulației încărcăturii. Desigur că limitele de granulație pentru cocs și minereuri, de care depinde în principal intensitatea de funcționare a furnalului, trebuie să fie stabilite experimental pentru fiecare caz în parte.

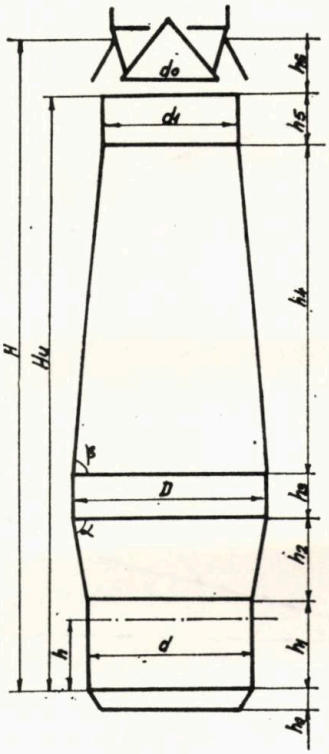


Fig. 1. Profilul furnalului

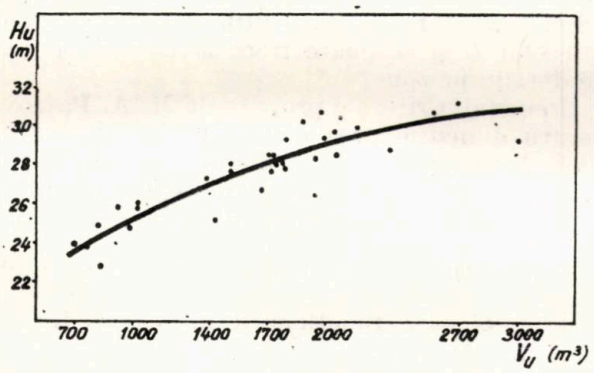


Fig. 2. Relația H_u în funcție de V_u

În figura 3 este arătată variația unghiului cuvei β în funcție de volumul util. Scăderea acestui unghi o dată cu creșterea volumului, după o relație aproximativ lineară și anume:

$$\beta = 86{,}256 - 0{,}969\ V_u,\ \text{grade}$$

este în concordanță cu numeroase informații apărute asupra uzurii căptușelii cuvei furnalului; acestea remarcă creșterea unghiului la cuvele uzate, în special în cazul încărcăturilor care conțin aglomerat în proporții importante [12], [17], [18].

Necesitatea de a se micșora unghiul cuvei la furnalele mari, de peste 1 300 m³, este semnalată și de M. A. Pavlov [1].

În figura 4 este dată variația raportului care dă „silueta" furnalului în funcție de volumul util:

$$m = \frac{H_u}{D} = 3{,}567 - 0{,}56\ V_u + 0{,}05\ V_u^2 \quad (3)$$

Tendința de micșorare a valorii raportului m cu creșterea volumului util, deci de a se dezvolta în mai mare măsură diametrul pîntecelui decît înălțimea furnalului, decurge din necesitatea de a nu supune materialele din încărcătură, și, în primul rînd cocsul, la eforturi care ar putea înrăutăți circulația gazelor sau ar putea compromite funcționarea furnalului.

Relația dintre V_u și m, care la furnalele mici din trecut nu prezenta mare importanță, cu excepția acelora care foloseau mangalul, a devenit o relație principală de dimensionare

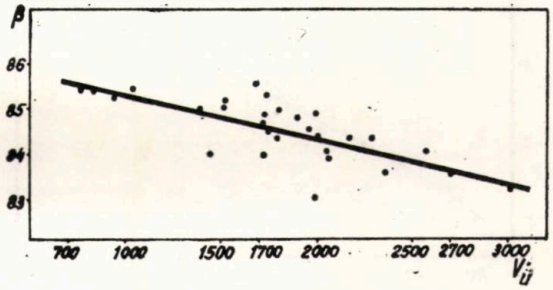


Fig. 3. Relația β în funcție de V_u

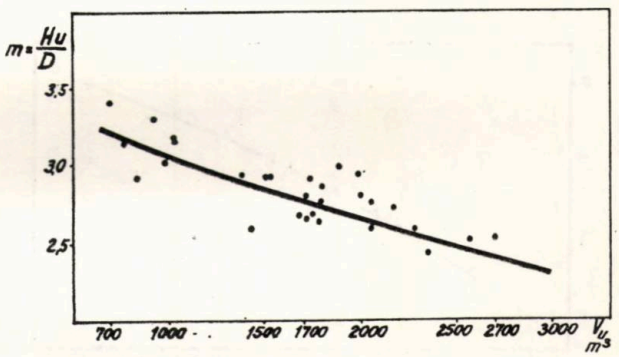


Fig. 4. Relația $m = \frac{H_u}{D}$ în funcție de V_u

rezultată din practica ultimilor 15—20 ani.

Pe baza datelor din tabela 1 au mai fost determinate relațiile dintre volumul util și diametrele pîntecelui și creuzetului (fig. 5 și 6):

$$D = 4{,}68 + 3{,}777\ V_u - 0{,}347\ V_u^2 \qquad (4)$$

$$d = 3{,}50 + 3{,}82\ V_u - 0{,}353\ V_u^2 \qquad (5)$$

Cunoașterea dependenței dintre V_u, H_u și D a dat posibilitatea actualizării valorilor coeficienților din relațiile principale de dimensionare a profilului:

$$H_u = n\sqrt[3]{V_u}; \qquad (6)$$

$$V_u = K\ D^2\ H_u \qquad (7)$$

Rezultatele sînt date în figurile 7 și 8 și în tabela 3. Relația dintre V_u și n este de gradul doi pînă la volume de 1 700 m³ și lineară la volume de peste 1 700 m³.

$$n = 3{,}133 - 0{,}823\ V_u + 0{,}2095\ V_u^2 \qquad (8)$$

pentru $V_u = 700 - 1\,700$ m³

$$n = 2{,}589 - 0{,}146\ V_u \qquad (9)$$

pentru $V_u = 1\,700 - 3\,000$ m³

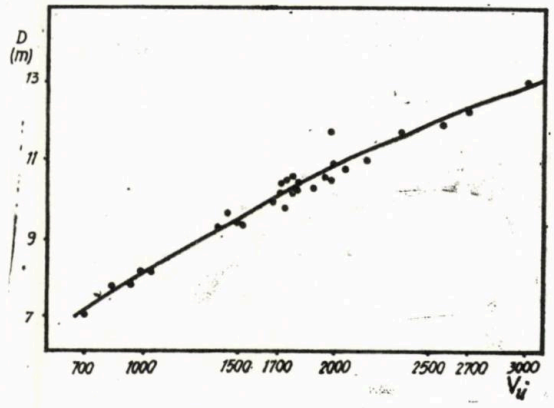


Fig. 5. Relația D în funcție de V_u

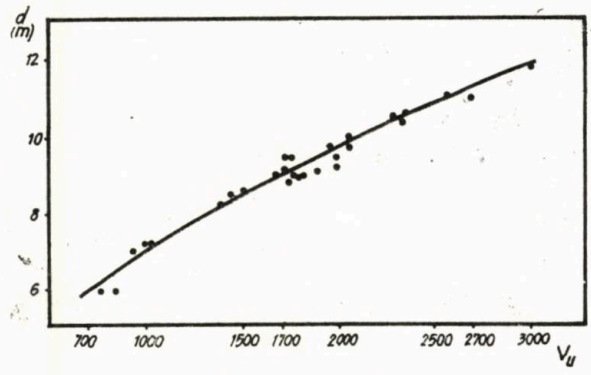


Fig. 6. Relația d în funcție de V_u

În figura 8 este arătată dependența dintre m și n, care își menține alura arătată în lucrările lui M. A. Pavlov [1], însă cu valori diferite.

Coeficientul K variază între 0,58 și 0,61 și poate fi utilizat între aceste limite pentru calcule preliminare, cu ajutorul relației (7).

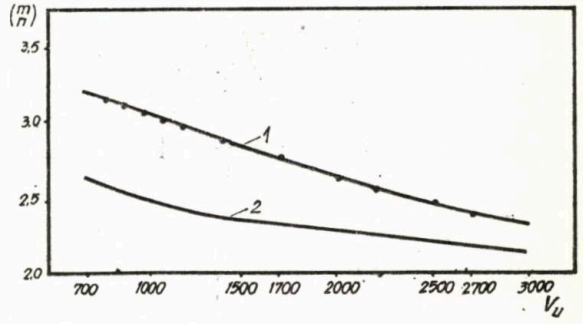


Fig. 7. Relația n și m în funcție de V_u: $1-m$; $2-n$.

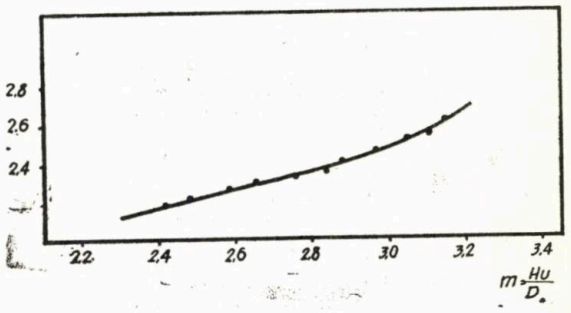


Fig. 8. Relația n în funcție de m

Cu ajutorul relațiilor (1), (3), (6) și (7) se pot stabili dimensiunile principale ale profilului, care sînt înălțimea utilă H_u și diametrul pîntecelui D și se poate trece la dimensionarea de detaliu pe zone.

Creuzetul. Criteriile propuse de M. A. Pavlov, pentru dimensionarea diametrului d și a înălțimii h (de la nivelul orificiului pentru fontă la nivelul gurilor de vînt), se mențin cu unele completări și actualizări, astfel:

— raportul $\frac{D}{d}$ se menține în limitele 1,1—1,20, corespunzătoare funcționării intense a furnalului (tabela 3);

— raportul $\frac{V_u}{A}$ se menține între limitele 24 și 28, indicate de M. A. Pavlov (tabela 3);

— intensitatea de ardere a cocsului (inclusiv combustibilul auxiliar echivalat), raportată la secțiunea creuzetului (în kg cocs/m² · h), scade o dată cu creșterea secțiunii creuzetului, însă variază în limite largi, așa cum se vede în figura 9 [19]; în funcție de mărimea furnalului se pot lua în calcul valori de 1 200—1 300 kg cocs/m² . h;

— volumul specific de creuzet (corespunzător înălțimii h), exprimat în m³ (creuzet)/t (fontă) · zi,

Tabela 3

1	Volumul util, m³	700	800	900	1 000	1 200	1 400	1 500	1 700	2 000	2 200	2 500	2 700	3 000	Observații
2	H_u, m	23,6	24,2	24,6	25,2	26,1	26,9	27,3	28,0	29,0	29,6	30,2	30,6	31,0	figura 2
3	$\sqrt[3]{V_u}$	8,88	9,28	9,65	10,0	10,63	11,19	11,45	11,95	12,6	13,05	13,60	13,94	14,42	—
4	$n = H_u : \sqrt[3]{V_u}$	2,66	2,61	2,55	2,52	2,45	2,40	2,38	2,34	2,30	2,27	2,22	2,20	2,15	după 2,3
5	$m = H_u : D$	3,20	3,15	3,11	3,05	2,97	2,88	2,84	2,76	2,65	2,58	2,48	2,42	2,33	figura 4
6	D, m	7,15	7,48	7,80	8,11	8,71	9,25	9,56	10,10	10,85	11,30	11,95	12,35	12,90	figura 5
7	d, m	6,0	6,33	6,65	6,95	7,58	8,15	8,44	9,0	9,73	10,20	10,84	11,24	11,78	figura 6
8	$K = \frac{V_u}{D^2 \cdot H_u}$	0,59	0,60	0,60	0,60	0,61	0,61	0,60	0,60	0,59	0,58	0,58	0,58	0,58	după 1,2, 6
9	d_1, m	5,0	5,3	5,6	5,84	6,29	6,7	6,85	7,11	7,35	7,49	7,88	8,25	9,0	figura 10
10	$d_1 : D$	0,705	0,710	0,718	0,721	0,725	0,725	0,712	0,704	0,685	0,664	0,660	0,670	0,695	după 6,9
11	β	85°34'	85°29'	85°23'	85°17'	85°05'	84°54'	84°48'	84°37'	84°19'	84°07'	83°50'	83°38'	83°21'	figura 3
12	A, m²	28,27	31,17	34,73	38,48	45,96	52,81	56,08	63,62	73,14	80,12	91,61	97,64	108,43	după 7
13	$V_u : A$	24,75	25,66	25,90	26,00	26,10	26,50	26,73	26,70	27,35	27,50	27,30	27,66	27,67	după 1,12
14	$D : d$	1,19	1,18	1,17	1,165	1,15	1,135	1,13	1,12	1,115	1,12	1,10	1,10	1,10	după 9,10

se plasează, în condițiile funcționării intense a furnalului, între 0,05 și 0,07 (tabela 4), deci mult sub nivelele indicate în trecut de M. A. Pavlov [1];

— raportul volum creuzet/volum util, exprimat în procente (volumul creuzetului co-

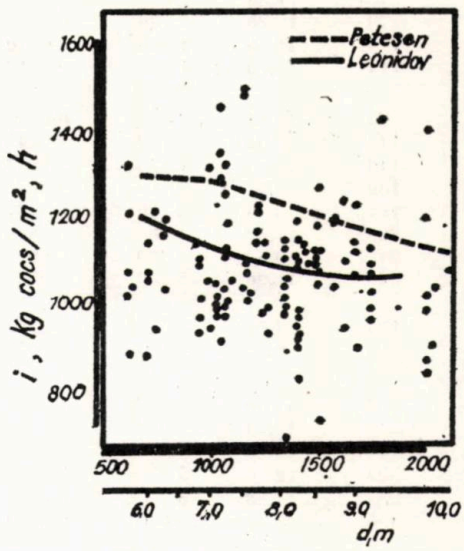


Fig. 9. Variația intensității de ardere, raportată la secțiunea creuzetului (i_a), la furnale de diferite mărimi

respunde dimensiunilor d, h), se situează pentru majoritatea furnalelor analizate între 10,5 și 12,5%; deoarece abaterile sînt destul de numeroase (tabela 4) și lipsesc datele detaliate asupra funcționării furnalelor respective, acest criteriu trebuie folosit deocamdată cu caracter informativ.

La determinarea dimensiunilor d și h trebuie să se urmărească satisfacerea tuturor criteriilor arătate mai sus. Dimensiunea h_1, adică înălțimea creuzetului cilindric măsurată de la orificiul de evacuare al fontei pînă la etalaj, se obține adăugînd la dimensiunea h înălțimea necesară pentru amplasarea corectă a răcitoarelor de la gurile de suflare a aerului, care este de obicei de 0,4—0,5 m. Este de dorit ca înălțimea h_1 să nu depășească 3,2—3,9 m (în funcție de mărimea furnalului), pentru a se evita tendința de răcire a fontei de pe vatră [1], [2], [3].

Înălțimea spațiului mort de sub nivelul orificiului de evacuare a fontei h_0, care contribuie la protejarea zidăriei vetrei, a fost mărită în ultimii 10—15 ani de la 0,4—0,5 m la 0,9—1,8 m, în funcție de mărimea furnalului.

Există păreri divergente în ceea ce privește numărul de guri de vînt la furnalele de aceeași mărime. În tabela 4 se arată că raportul între numărul gurilor de vînt și diametrul creuzetului, folosit de unii autori drept indice [20], variază între limite largi: 1,9—2,9. Tot între limite largi variază distanța pe periferia creuzetului dintre două guri de vînt învecinate:

Tabela 4

V_u, m³	$V_{creuzet}$, m³	$V_{cr} : V_u$, %	Producția apreciată, t/zi	Volumul specific al creuzetului, m³/t·zi	$\frac{d_1}{d_0}$	$d_1 - d_0$, m	$\frac{S_1}{S_0}$	Guri de vînt, g	$\frac{g}{d}$	$\frac{\pi d}{g}$	$\frac{A}{g}$
700	79	11,30	1 030	0,0767	1,39	1,4	1,93	12	2,0	1,57	2,36
770	79	10,25	1 120	0,0705	1,39	1,4	1,93	12	2,0	1,57	2,36
987	114	11,55	1 540	0,0740	1,38	1,6	1,90	14	1,94	1,62	2,90
1 027	114	11,10	1 600	0,0712	1,38	1,6	1,90	14	1,94	1,62	2,90
930	98	10,54	1 400	0,0700	1,37	1,45	1,87	14	2,0	1,57	2,75
1 033	114	11,02	2 100	0,0543	1,38	1,6	1,90	14	1,94	1,62	2,90
1 386	148	10,68	2 300	0,0643	1,35	1,7	1,83	16	1,95	1,61	3,30
1 513	163	11,77	2 500	0,0652	1,37	1,8	1,89	16	1,86	1,69	3,63
1 719	182	10,59	3 100	0,0587	1,38	1,9	1,90	18	1,98	1,59	3,61
2 002	239	11,94	4 100	0,0583	1,35	1,9	1,83	20	2,05	1,53	3,74
2 286	242	10,59	4 800	0,0504	1,38	2,1	1,89	24	2,29	1,37	3,61
2 700	323	11,96	5 500	0,0587	1,31	1,9	1,71	24	2,18	1,44	3,96
1 805	136	7,53	2 700	0,0504	1,38	1,98	1,90	20	2,22	1,41	3,18
1 990	136	6,83	3 000	0,0453	1,35	1,97	1,82	24	2,58	1,22	2,83
2 062	249	12,08	3 700	0,0673	1,38	2,0	1,90	27	2,70	1,16	2,91
1 953	239	12,24	3 500	0,0683	1,38	2,0	1,90	27	2,76	1,14	2,79
2 169	267	12,31	4 000	0,0667	1,40	2,15	1,98	24	2,40	1,31	3,27
2 570	324	12,60	5 000	0,0648	1,49	2,68	2,21	32	2,90	1,08	2,98
2 056	234	11,38	3 700	0,0632	1,36	1,9	1,85	24	2,45	1,28	3,14
3 014	405	13,44	6 600	0,0614	1,29	2,0	1,65	24	2,03	1,54	4,56
1 750	184	10,51	2 700	0,0681	1,44	2,05	2,05	24	2,53	1,24	2,95
1 722	202	11,73	2 800	0,0721	1,57	2,55	2,47	24	2,53	1,24	2,95
1 679	213	12,69	2 700	0,0789	1,61	2,85	2,60	24	2,66	1,18	2,65
1 989	184	9,25	3 200	0,0575	1,50	2,40	2,25	24	2,53	1,24	2,95
1 437	147	10,23	2 600	0,0565	1,42	2,0	2,01	20	2,35	1,34	2,83
839	74	8,82	1 100	0,0668	1,50	2,0	2,25	14	2,33	1,35	2,02
1 518	139	9,16	2 400	0,0579	1,37	1,82	1,88	20	2,34	1,34	2,86
1 893	160	8,45	3 100	0,0516	1,37	1,98	1,88	24	2,63	1,19	2,74
2 354	264	11,21	3 800	0,0695	1,35	2,0	1,83	27	2,52	1,24	3,26
1 781	191	10,72	2 700	0,0707	1,40	2,0	1,95	22	2,44	1,29	2,88
1 792	159	8,87	2 700	0,0589	1,33	1,78	1,77	20	2,22	1,41	3,18
1 740	154	8,85	2 900	0,0531	..	..	..	22	2,49	1,26	2,79

1,1—1,7 m. Au fost propuse și o serie de formule pentru determinarea numărului de guri de vînt, dintre care se menționează : $g = 3d - 8$ [20].

Etalajul. Înălțimea h_2 a etalajului trebuie menținută între 3,0 și 3,5 m, în așa fel încît unghiul α să fie menținut între 79 și 82° (tabela 1). Înălțimi mai mari decît 3,5 m nu sînt recomandabile, deoarece ar fi posibilă deplasarea în etalaj a zonei de formare a zgurelor primare, însoțită de deranjamente în coborîrea încărcăturii [1], [2], [3]. Nu sînt recomandabile unghiuri mai mici de 79°.

Cuva. Diametrul d_1 de la partea superioară a cuvei tronconice crește o dată cu volumul util (figura 10) conform relațiilor (10) și (11), valabile pentru furnale mijlocii-mari, respectiv foarte mari :

$$d_1 = 2{,}375 + 4{,}423\ V_u - 0{,}9615\ V_u^2$$

$$\text{pentru } V_u = 700 - 1\,900 \text{ m}^3 \qquad (10)$$

$$d_1 = 10{,}672 - 3{,}85\ V_u + 1{,}094\ V_u^2$$

$$\text{pentru } V_u = 1\,900 - 3\,000 \text{ m}^3 \qquad (11)$$

Pe lîngă dmensiunile date de relațiile (10) și (11), prezintă importanță și valorile raportului $d_1 : D$, care variază între 0,66 și 0,725 (se mențin limitele indicate de M. A. Pavlov);

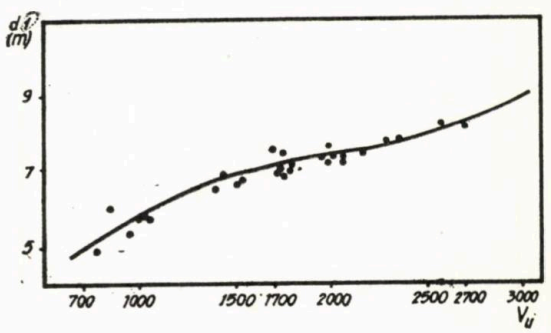


Fig. 10. Relația d_1 în funcție de V_u

valorile mari 0,7—0,725 corespund furnalelor sub 1 900 m³, în timp ce valorile mai mici de 0,7 corespund volumelor foarte mari. Explicația se poate găsi în dificultățile din ce în ce mai mari care apar la repartizarea materialelor la gura furnalelor, cu creșterea diametrului acesteia.

Pentru stabilirea diametrului d_1 se recomandă folosirea raportului $d_1 : D$, cu valori în jur de 0,7; indicațiile relațiilor (10) și (11) pot fi utilizate pentru orientare.

Cunoașterea diametrelor D și d_1, precum și a unghiului β (fig. 3) permite determinarea înălțimii h_4. În cazul furnalelor care folosesc încărcături cuprinzînd materiale friabile, sau la care există nesiguranță în privința posibilităților de clasare corectă a minereurilor și cocsului, se pot admite valori ale unghiului β mai mici cu 15—30′ față de indicațiile din figura 3.

Înălțimile h_3 (pîntece) și h_5 (gît) trebuie stabilite în așa fel încît să se realizeze volumul dorit și înălțimea utilă corespunzătoare. În general valori ale acestor înălțimi de ordinul a 1,5—3 m pot fi considerate ca bune. În cazul gîtului cilindric al furnalului este de dorit ca înălțimea h_5 să fie mai mare de 2 m, din motive constructive, întrucît această zonă are un blindaj de protecție împotriva loviturilor.

Au fost analizate și relațiile existente între diametrul d_1 și diametrul cotului mare d_0. Rezultă că pentru diametrele gurii furnalului între 5 și 7,8 m, valorile raportului $d_1 : d_0$ se mențin între 1,35 și 1,41; pentru diametre mai mari valorile scad către 1,3. Raportul suprafețelor respective se menține între 1,8 și 2,0 (regula De Vater), cu aceeași observație pentru diametrele mari. Valoarea diferenței dintre cele două diametre ($c = d_1 - d_0$) crește aproximativ liniar cu d_1, după relația:

$$c = 0{,}26\, d_1 + 0{,}1 \qquad (12)$$

care poate fi utilizată în intervalul $d_1 = 7{,}8$ m (c și d_1 sînt în metri).

BIBLIOGRAFIE

[1] Pavlov M. A. *Metallurghiia ciuguna III.* Moscova, Metallurghizdat, 1951.

[2] * * * *Spravocinik. Domennoe proizvodstvo II.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[3] Dobrovici D., Prisecaru I. și Banciu M. *Metalurgia fontei.* București, Editura tehnică, 1966.

[4] Leonidov N. K. *Soorujenie o oborudovanie domennih țehov.* Moscova, Metallurghizdat, 1955.

[5] Brandi H., Ischebeck P. și Heynert G. *Profilgestaltung von Hochöfen und Bauweisen der Begichungseinrichtungen.* Stahl und Eisen, nr. 2, 1960, p. 65.

[6] Warinski G. *Evolution des dimensions des hauts fourneaux dans le monde et unités existentes ou en projet de plus de 9 m de diamètre au creuset.* CDS, nr. 21, 968, p. 439.

[7] Warinski G. *Développment de la production de la fonte en Union Soviétique.* CDS, nr. 4, 1967, p. 959.

[8] Warinski G. *Evolution de la production de la fonte à l'usine de Cerepovec.* CDS, nr. 4, 1967, p. 973.

[9] Cromwell D. P. *Japanese blast furnace practice and reasons for their excellent results.* Blast Furnace and Steel Plant, nr. 4, 1968, p. 309.

[10] Higuchi M., Iizuka M. și Kuroda K. *Conditions de marche des hautes fourneaux de grande capacité aux usines de Fukuyama de Nippon Kokan.* Revue de Métallurgie, nr. 7/8, 1971, p. 527.

[11] Segreti F., Cariguâni M. și Federico G. *Mise en service et premiers résultats d'exploatation du haut foruneau nr. 1 de 10,60 m au creuset de l'usine d'Italsider à Tarante.* Revue de Métallurgie, nr. 7/8, 1971, p. 517.

[12] Pastor C. și Laborne J. *Remarques sur l'usure des revètements réfractaires des cuves de hautes fourneaux consomant des agglomérés.* Revue de Métallurgie, nr. 1, 1961.

[13] Winzer D. *Ein neuer Grosshochofen in Hörde.* Stahl und Eisen, nr. 16, 1966, p. 1041.

[14] Schoppa H. și Winzer D. *Erfahrungen auf eine Reise zu japanischen Hochofenwerken.* Stahl und Eisen, nr. 22, 1966, p. 1469.

[15] Pinon P., Butruille J. și Drapier P. *Marche d'un haut fourneau à 60% d'agglomérés et 40% de boulettes.* CDS, nr. 6, 1965.

[16] Nekrasov Z. I. ș.a. *Ob optimalnom regime i rezultatah issledovania raboti domennoi peci obiemom 2 700 m³.* Stal, nr. 7, 1970, p. 584.

[17] Sorokin A. A. *Rabota konstrukții domennih pecei* Moscova. Metallurghizdat, 1962.

[18] Dobrovici D., Dijmărescu A. și Borza I. *Probleme actuale legate de profilul furnalelor.* Comunicare la sesiunea științifică a C.S. Reșița, din 8—11 septembrie, 1971.

[19] Dobrovici D., Ionilă G. și Dijmărescu A. *Considerații in legătură cu intensitatea de funcționare a furnalelor.* Metalurgia, nr. 11, 1970, p. 713.

[20] Tihomirov E. și Gohman I. *O cisle vozdușnih furm na moșcinih domennih peciah.* Stal, nr. 4, 1972, p. 298.

Dobrovici D. and *Ionilă G.*

DC. 669.162.2:624.043

Contributions to the establishment of the sizing norms of the blast furnace lines.

On the basis of tests made on 32 modern blast furnace lines from some countries, among which the major producers of iron, the relations and norms of the blast furnace lines sizing were controled, brought up to date and completed, taking into account the operating conditions of the blast furnace.

It was adopted as a basic parameter the available volume (V_u) and was settled the variation with the available height volume (Hu), of the coefficients $m = \frac{H_u}{D}$; $n = \frac{H_u}{\sqrt[3]{V_u}}$ and $K = \frac{V_u}{D^2 H_u}$, as well as of the blast furnace stack angle (β).

At the same time the criteria and the coefficients for the detailed sizing of the component parts of the line were established.

Influența regimurilor de reducere prin laminare asupra aderenței dintre stratul de placare și cel de bază, la tablele din oțel placate cu oțel inoxidabil, determinată cu ajutorul epruvetelor cu crestătură

Conf. dr. ing. Stoian Leonard
Institutul politehnic — Galați

CZ 621.771.23 ; 621.793.001.4

Tablele placate supuse la încercările de desprindere a stratului de placare de cel de bază au fost ST4S + 1Cr18Ni9Ti și 09G2 + + 1Cr18Ni9Ti, avînd deci ca materiale de bază oțelul carbon ST4S și, respectiv oțelul slab aliat 09G2, iar ca material de placare oțelul inoxidabil 1Cr18Ni9Ti.

Compoziția chimică a oțelurilor folosite este arătată în tabela 1.

Tabla placată s-a realizat la uzina Laminorul de tablă—Galați, la laminorul nr. 4 cu cilindri de 690 diametru × 1 300 mm.

La aplicarea fiecărui regim de reducere prin laminare s-au obținut 14 table placate, cu excepția aplicării regimului IV de reduceri unde s-au obținut 12 table placate.

Pentru obținerea tablelor placate s-au aplicat patru regimuri de laminare prin reduceri, care sînt prezentate în tabela 2 și figura 1.

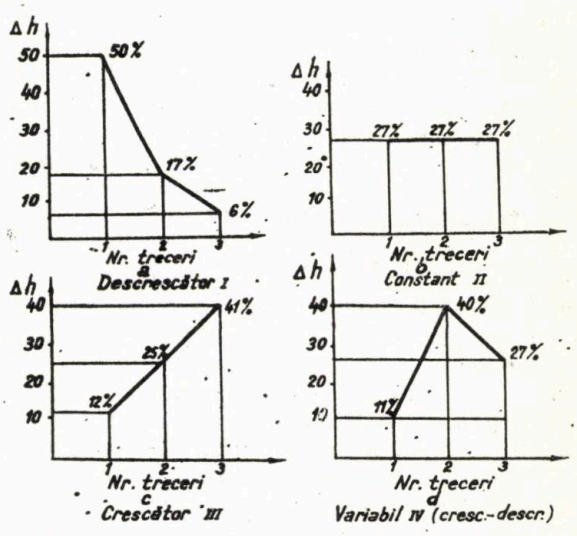


Fig. 1. Regimuri de reduceri aplicate pachetelor cu oțeluri de bază ST4S și 09G2

Tabela 1

Oțelul	Compoziția chimică										
	C	Mn	Si	P	S	Al	Cu	Cr	Ni	As	Ti
ST4S	0,21	0,47	0,33	0,085	0,019	0,017	0,11	0,04	0,04	0,008	—
09G2	0,14	1,55	0,36	0,011	0,015	0,027	0,12	0,10	0,12	0,14	—
1Cr18Ni9Ti	0,13	2,06	0,76	0,055	0,013	0,016	0,44	17,58	10,2	0,066	0,59

Tabela 2

Regimul	Numărul de treceri	Dimensiunile, mm			Reducerea		
		lățimea	lungimea	grosimea	absolută, mm	relativă, %	totală, %
I	0	226,0	311	21,0	—	—	—
Descrescător	1	228,0	613	10,5	10,5	50	—
	2	229,0	737	8,7	1,8	17	—
	3	230,0	785	8,2	0,5	6	61
II	0	226,0	311	21,0	—	—	—
Constant	1	227,0	422	15,3	5,7	27	—
	2	228,5	575	11,2	4,1	27	—
	3	230,0	785	8,2	3,0	27	61
III	0	226,0	311	21,0	—	—	—
Crescător	1	227,0	351	18,5	2,5	12	—
	2	228,0	466	13,9	4,6	25	—
	3	230,0	785	8,2	5,7	41	61
IV	0	226,0	311	21,0	—	—	—
Variabil	1	227,0	348	18,7	2,3	11	—
	2	229,0	575	11,2	7,5	40	—
	3	230,0	785	8,2	3,0	27	61

Determinarea aderenței tablelor placate obținute în cele patru regimuri de laminare s-a făcut prin încercări la forfecare, smulgere, îndoire (aderență și plasticitate) și răsucire.

S-au folosit epruvete în stare inițială (laminată) și după tratamente termice.

Pentru determinarea rezistenței la desprindere a structurilor tablelor placate ST4S + 1Cr18Ni10Ti și 09G2 + 1Cr18Ni10Ti, în stare inițială, s-au încercat în total 594 epruvete.

Datele încercărilor de aderență au fost completate cu analiza microstructurii tablelor placate, cu determinarea microdurității și a difuziunii elementelor C, Cr, Ni, Fe, în zona de aderență.

În articol se prezintă numai încercările pentru determinarea aderenței tablelor placate obținute cu cele patru regimuri, la forfecare, cu ajutorul epruvetelor cu crestătură.

Epruvetele avînd dimensiunile din figura 2 au fost prelucrate la freză și tot cu o freză de 4 mm s-au realizat crestăturile în stratul de placare și, respectiv, în cel de bază, crestăturile fiind deplasate una față de alta cu distanța s.

Pentru evitarea trecerii crestăturii dintr-un strat în celălalt, slăbindu-l (și făcînd necesară altă probă), s-a atacat secțiunea corespunzătoare grosimii tablei cu o soluție slabă de acid clorhidric scoțînd astfel în evidență zona de aderență. Pentru ca rezistența de aderență a suprafeței $s \times a$ (a fiind lățimea epruvetei) să fie mai mică decît rezistența la rupere a stratului placat (cel mai subțire) au fost necesare anteprobe cu care s-a determinat s = circa 1,5 mm (măsurat cu micrometrul optic). Totuși la unele regimuri și încercări s-a repetat proba de 1—3 ori.

Probele s-au încercat pe o mașină de tracțiune de 2 tf (din 5 în 5 kfg cu V = 10 mm/min), rezistența la desprindere pe suprafețele de aderență fiind :

$$\tau_c = \frac{P}{S} = \frac{P}{s\,a} \qquad (1)$$

unde :

P este forța în momentul desprinderii straturilor.

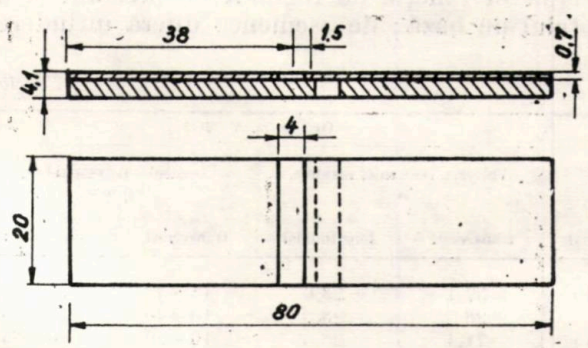


Fig. 2. Epruveta cu crestătură pentru determinarea aderenței prin forfecare

Pentru regimurile de laminare I, II și III s-au încercat cîte 14 epruvete longitudinale și transversale, iar pentru regimul IV cîte 12 epruvete, în total 108 epruvete (cîte două longitudinale și transversale din fiecare tablă placată).

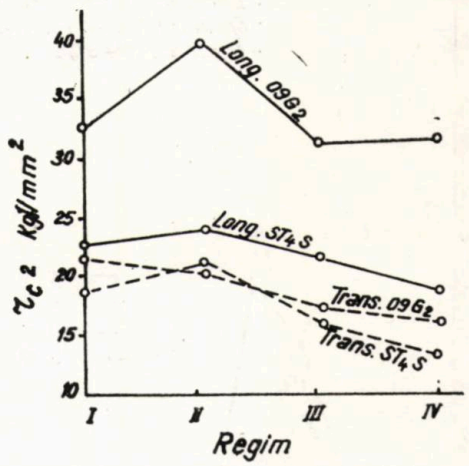


Fig. 3. Variația rezistenței la desprindere τ_c (aderența) în funcție de regim și de oțelul de bază obținută cu ajutorul epruvetelor cu crestătură

Rezistențele la desprindere τ_c (kgf/mm²) obținute ca medii aritmetice $\left(\frac{\text{suma forțelor}}{\text{suma secțiunilor}}\right)$ se dau în tabela 3 și figura 3.

Din tabela 3 și figura 3 rezultă următoarele :

— valorile τ_c în direcție longitudinală sînt mai mari decît în direcție transversală ($\tau_{cL} > \tau_{cT}$) și sînt mai mari în cazul oțelului de bază 09G2 decît în cazul oțelului ST4S ($\tau_{c09G2} > \tau_{cST4S}$) ;

Tabela 3

	I	II	III	IV
	τ_c	τ_c	τ_c	τ_c
Transversal ST4S	18,6	21,2	16,0	13,3
Longitudinal ST4S	22,9	23,9	21,5	18,5
Transversal 09G2	21,6	20,5	16,8	16,0
Longitudinal 09G2	32,7	39,9	31,3	31,6
ST4S — (L + T)	20,5	22,3	18,2	16,3
09G2 — (L + t)	26,5	29,4	23,4	22,5

— valorile τ_c în direcție transversală nu diferă apreciabil în funcție de oțelul de bază, la același regim de presiuni ;

— valorile τ_c în direcție longitudinală și cu oarecare aproximație și în direcție transversală sînt cele mai favorabile în cazul regimului de reduceri II (constant), putîndu-se scrie :

$$\tau_{cII} > \tau_{cI} > \tau_{cIII} > \tau_{cIV}$$

Relația $\tau_{cL} > \tau_{cT}$ diferă de cea dată în publicațiile [1] și [2] adică $\tau_{cL} \approx \tau_{cT}$, ceea ce s-ar putea datora faptului că rezultatele din

aceste publicaţii s-au bazat pe un număr mic de probe.

Rezultatele obţinute în prezenta lucrare sînt în contradicţie cu cele din lucrarea [3], în care se susţine că τ_c nu depinde de oţelul de bază.

— frecvenţa τ_c pentru tablele placate avînd oţel de bază ST4S prezintă un singur maxim, spre deosebire de tablele cu oţel de bază 09G2, la care apar două maxime accentuate şi un minim între ele (la $\tau_c = 30-34$ kgf/mm²);

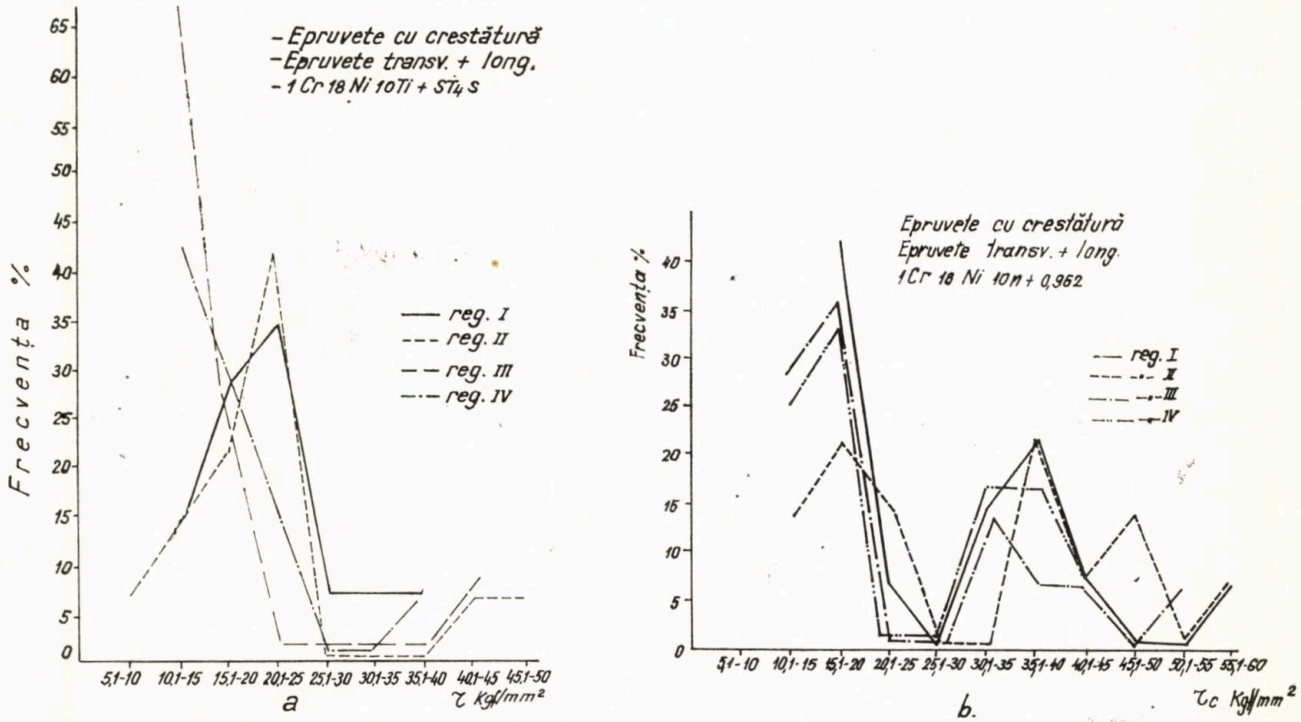


Fig. 4. Curbele de frecvenţă ale valorilor τ_c medii (transversal + longitudinal):
a – table cu oţel de bază St4S; *b* – table cu oţel de bază 09G2

Valorile obţinute pentru τ_c sînt mai mari decît cele prescrise de norme (14,1 kgf/mm², în ASTA, A 264–61 T din S.U.A., 15 kgf/mm² în GOST 10.885–64) cu excepţia lui τ_{cT} la tabla placată avînd oţelul de bază ST4S, laminată cu regimul de reduceri IV ($\tau_{cT} = 13{,}30$ kgf/mm²).

Considerînd împreună valorile τ_{cL} şi τ_{cT} obţinute cu cîte 54 epruvete longitudinale şi transversale (la folosirea tablelor placate nu se ţine seamă de obicei de direcţia de laminare) s-au trasat curbele de frecvenţă pe regimuri de reduceri şi oţel de bază (fig. 4).

Din analiza acestor curbe rezultă următoarele:

Tabela 4

Regimul de presiuni	Valoarea frecvenţei maxime, %		Domeniul de răspîndire a lui τ_c	
	1Cr18Ni10Ti + ST4S	1Cr18N10Tii + 09G2	1Cr18Ni10Ti + ST4S	1Cr18Ni10Ti + 09G2
I	35,7	42,8	10–40	15–60
II	42,8	21,4	5–50	10–60
III	42,8	35,7	10–40	10–55
IV	66,4	33,2	10–45	10–45

— valorile frecvenţei maxime τ_c diferă apreciabil în funcţie de regimul de presiuni şi de oţelul de bază; de asemenea diferă întinderea

Tabela 5

Regimul de presiuni	Oţel de bază ST4S				Oţel de bază 09G2			
	Valoarea frecvenţei maxime, %		Domeniul de răspîndire, kgf/mm		Valoarea frecvenţei maxime, %		Domeniul de răspîndire, kgf/mm	
	transversal	longitudinal	transversal	longitudinal	transversal	longitudinal	transversal	longitudinal
I	42,8	42,8	10–30	10–40	57,1	28,6	15–40	15–60
II	57,1	42,8	5–45	10–55	28,6	28,6	10–40	15–60
III	42,8	42,8	10–25	10–45	71,4	28,6	10–20	10–55
IV	100,0	50,0	10–15	10–45	66,4	33,2	10–20	10–45

domeniului de răspîndire a valorilor τ_c (tabela 4);

— valorile frecvenței maxime sînt mai mari la tablele cu oțel de bază ST4S, cu excepția regimului I, iar ordinea crescătoare a frecvenței maxime este I → II → III → IV în cazul oțelului de bază ST4S și II → IV → III → I în cazul oțelului de bază 09G2;

— domeniul de răspîndire este același pentru tablele cu oțel de bază ST4S și 09G2 laminate după regimul IV și este mai larg la tablele cu oțel de bază 09G2 laminate după celelalte regimuri.

În tabela 5 se dau valorile frecvențelor maxime și limitele domeniului de răspîndire a valorilor τ_c transversal și longitudinal separat.

Valorile frecvenței maxime variază mult în direcția transversală, în funcție de regimul de presiuni, în cazul tablelor cu oțel de bază 09G2 variază mult și față de valorile în direcție longitudinală, cu excepția regimului II.

Epruvetele transversale dau frecvențe mai mari.

Domeniul de răspîndire a valorilor τ_c este mai îngust pentru direcția transversală, în toate cazurile.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gladirevskaia A. S., Meandrov V. L., Golovanenko A. J. și Bikov A. A. *Dvuhsloinie stali v himiceskom masinostroenii.* Moscova, 1965.

[2] Smith T. D. *Stainless clad plate.* The Iron Age, aprilie, 1958, p. 112.

[3] Vlengarten M. A., Delie A. V., Naschin V. A. și Sokolov N. N. *Sudostroitelinaia stali.* Leningrad, Sudpromghitz, 1962.

Stoian L.

DC 621.771.23:621.793.001.4

The influence of reduction conditions through rolling on the adherence between the plating layer and the basic one, on stainless steel plated steel sheets, determned with the notch probes

The paper presents the results of the tests made with the aim of establishing the influence of reduction conditions through rolling of the adherence between the plating layer and the basic one, on stainless steel plated steel sheets.

RECENZII

Nicolae Popescu. STUDIUL MATERIALELOR (Manual pentru licee industriale, anul I). București, *Editura didactică și pedagogică*, 1971, 156 pag., 56 fig.

Lucrarea constituie un manual destinat elevilor liceelor industriale în scopul punerii la dispoziția acestora a unui minimum de cunoștințe și date referitoare la proprietățile, structura și încercările materialelor metalice (partea I) și nemetalice (partea a II-a), utilizate frecvent în industrie, cu referiri speciale pentru ramurile metalurgiei, prelucrarea metalelor, electrotehnică și electronică.

În capitolul I — „Proprietățile și încercările materialelor metalice" — autorul se preocupă de expunerea unor noțiuni generale despre materialele metalice, proprietățile fizice și tehnologice ale metalelor și aliajelor, încercările mecanice și tehnologice ale metalelor și aliajelor.

Capitolul II — „Structura metalelor și aliajelor", III — „Aliaje fier-carbon", IV — „Modificarea structurii și a proprietăților oțelurilor și fontelor prin tratamente termice și termochimice" cuprind noțiuni de metalurgie mecanică și metalurgie fizică necesare cunoașterii structurii și proprietăților metalelor și aliajelor; fără a se intra în amănunte inutile, se caută să se prezinte principalele date despre esența fenomenelor care au loc la cristalizarea și formarea structurii metalelor și, în special, ale aliajelor fier-carbon, precum și procesele care se petrec în timpul tratamentelor termice și termochimice aplicate acestora.

Capitolele V — „Oțeluri și fonte aliate", VI — „Aliaje dure cu carburi metalice", VII — „Metale și aliaje neferoase" prezintă succint unele dintre cele mai reprezentative materiale care fac parte din aceste mari grupe de metale și aliaje; se accentuează asupra unor probleme legate de practică, ca de exemplu: compoziția chimică, principalii constituenți metalografici structurali, proprietățile fizice și tehnologice, simbolizarea și marcarea, destinația etc.

Noțiuni de coroziune a metalelor și a aliajelor și cîteva direcții aplicate curent în practica industrială pentru micșorarea ei și diminuarea efectelor negative pe care le provoacă sînt prezentate în capitolul VIII.

În capitolele IX — „Materialele semiconductoare" și X — „Materiale nemetalice electroizolante" se expun noțiuni legate de structura, proprietățile și domeniile de aplicare ale semiconductorilor și izolatorilor.

Capitolul XII cuprinde referiri la compoziția, arderea, puterea calorică și îmbunătățirile principalelor tipuri de combustibili industriali.

Manualul expune concis noțiunile fundamentale legate de materialele metalice și nemetalice industriale; este o carte deosebit de utilă elevilor liceelor industriale, cărora le-a și fost destinată, dar poate fi consultată și de către elevii școlilor profesionale și tehnice.

Lucrarea recenzată reprezintă un model de manual școlar care se evidențiază prin înalta ținută științifică la care a fost prezentat materialul prevăzut în programa analitică didactică, printr-un stil clar, calități care duc la o ușoară asimilare a conținutului.

Avînd în vedere calitățile didactice și științifice deosebite ale acestui manual și deoarece tirajul primei ediții a fost cu totul insuficient, fapt care a dus la o epuizare rapidă a cărții, pentru completarea unui mijloc de documentare și informare în domeniul studiului materialelor metalice a unui larg auditoriu, se impune, cu stringență, retipărirea lucrării.

Într-o eventuală reeditare, ar fi binevenită convertirea unităților de măsură în unități S.I., completarea fiecărui capitol cu date suplimentare referitoare la compozițiile chimice, proprietățile fizice, mecanice și tehnologice sintetizate sub formă de tabele; de asemenea ar fi indicată introducerea unor chestionare pentru verificarea cunoștințelor și a unor exerciții și aplicații practice, concrete.

Ing. *I. Chira*

Observații asupra tratării sub vid a oțelurilor în instalații de tip R.H.

Ing. N. Gulianca
Uzina de mașini grele — București

CZ 669.18.083.4

Oțelul marca 34MoCN15 este un oțel aliat cu multiple întrebuințări în industria constructoare de mașini, un oțel cu bune performanțe tehnice.

La bunele proprietăți ale unui oțel concură, pe lîngă o întreagă serie de factori, o puritate macroscopică corespunzătoare, precum și un conținut de hidrogen cît mai scăzut.

Compoziția oțelului este dată în tabela 1.

Pentru realizarea acestor deziderate ale oțelului solid se acționează încă din faza lichidă a acestuia, prin procedee tehnologice și metode de elaborare noi. De aceea în cadrul oțelăriei de la I.M.G.B. pe fluxul tehnologic a fost introdusă o instalație de tratare sub vid a oțelului de tip R.H.

Tabela 1

Marca	%								
	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Cu	Mo
34MoCN15	0,30 0,38	0,17 0,37	0,40 0,70	max. 0,024	max. 0,024	1,40 1,70	1,40 1,70	max. 0,30	0,15 0,30

Obs: S + P = max. 0,050. %.

Datele prezentate în continuare reprezintă sinteza prelucrării unui mare număr de informații referitoare la marca de oțel respectivă în perioada 1 ianuarie 1972—1 iulie 1973.

Îndepărtarea hidrogenului

Eliminarea hidrogenului este unul din factorii importanți care sînt urmăriți în tratarea oțelului sub vid. Acesta depinde la rîndul lui de o altă serie de factori. În mod curent se urmărește a se obține după tratament un oțel cu un conținut de hidrogen sub 2 cm³/100 g. Acest deziderat este condiționat de mai mulți factori ca :

— nivelul vidului la care este supus oțelul;
— durata de tratament a oțelului sub vid;
— elaborarea îngrijită a șarjei de oțel;
— conținutul de hidrogen la începerea tratamentului;
— temperatura oțelului lichid în oala de turnare.

Menținerea oțelului la o presiune mai mică decît cea atmosferică duce la eliminarea hidrogenului. În ultimul timp pretențiile asupra calității oțelurilor au crescut foarte mult, urmărindu-se și un conținut de hidrogen cît mai mic cu putință.

Pentru asigurarea unui conținut de hidrogen de aproximativ 2 cm³/100 g este absolut necesar ca instalația în care se tratează oțelul să fie capabilă să realizeze în incintă un vid de sub 1 torr. În instalația care este în exploatare se ating obișnuit depresiuni de 0,5—1,0 torr, deci această condiție nu constituie o problemă [1].

Durata de menținere a oțelului în vid are importanță în sensul că gradul de extragere a hidrogenului (exprimat în %, notat η_{H_2} și numit randament de deshidrogenare) depinde foarte mult de creșterea duratei de menținere în vid (fig. 1). Se observă că peste o anumită durată de menținere (aproximativ 21 min) randamentul de deshidrogenare η_{H_2} are o creștere practic neînsemnată. Nici din punct de vedere economic nu este recomandabilă menținerea unui timp mai îndelungat a oțelului în vid întrucît cresc cheltuielile de producție prin uzura căptușelii refractare, fără ca η_{H_2} să crească în mod substanțial. Deci valoarea de 21 min se consideră suficientă și eficace pentru asigurarea unui conținut de hidrogen minim în oțelul tratat sub vid.

Prin acest termen de „elaborare îngrijită" se înțelege o elaborare care să urmărească în principal trei aspecte :

— asigurarea de materii și materiale de adaos bine calcinate care să nu introducă hidrogen suplimentar în baia metalică;

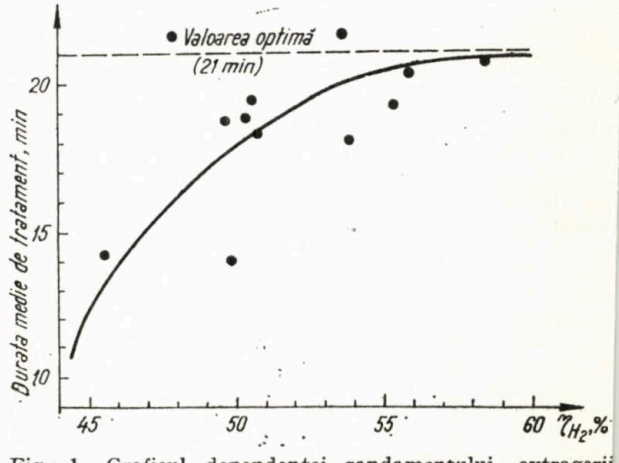


Fig. 1. Graficul dependenței randamentului extragerii hidrogenului față de durata medie de tratament sub vid

— asigurarea unei șarje cît mai scurte ca durată care să nu ducă la obținerea unui oțel gazat;

— atingerea în final a temperaturii prescrise a oțelului pentru a se putea asigura pierderea de temperatură din timpul tratamentului.

Aceste trei aspecte trebuie privite în strînsă și directă legătură unul cu altul, realizarea lor ducînd la obținerea în oțel a unei cantități inițiale de hidrogen minime.

Obținerea în oțel a unei cantități inițiale de hidrogen cît mai mici este absolut necesară deoarece conținutul final de hidrogen este strîns legat de cel inițial, după cum se poate vedea din formula randamentului de deshidrogenare:

$$\eta_{H2} = \frac{H_{2i} - H_{2f}}{H_{2i}} \cdot 100,$$

unde:

η_{H2} este randamentul de deshidrogenare exprimat în procente;

H_{2i} — conținutul inițial de hidrogen din oțel, cm³/100 g (înainte de tratament);

H_{2f} — conținutul final de hidrogen din oțel, cm³/100g (după tratament).

Cu cît H_{2i} va fi mai mic la o aceeași valoare a lui H_{2f} va crește η_{H_2}.

Un deziderat foarte important este ca nivelul hidrogenului să fie cît mai mic în oțelul ce urmează a fi tratat în vid. Orice instalație industrială lucrează cu un randament (η) de o anumită valoare și totdeauna sub valoarea de 100%.

În cazul de față urmărindu-se cifrele din tabela 2 se constată că randamentul mediu de extragere a hidrogenului din șarjele urmărite este de 52,35%. Continuînd raționamentul și corelîndu-l cu o altă importantă cerință, aceea ca oțelul să conțină sub 2 cm³/100 hidrogen după tratament, se ajunge la concluzia că se poate determina din calcul conținutul de hidrogen inițial al oțelului astfel ca după tratament să se obțină:

$$H_{2f} = 2{,}0 \text{ cm}^3/100 \text{ g}$$

$$\eta_{H_2} = \frac{H_{2i} - H_{2f}}{H_{2i}} \cdot 100$$

fiind stabilite:

$$H_{2,} = 2{,}0 \text{ cm}^3/100 \text{ g}$$

$$\eta_{H_2} = 52{,}35\%$$

$$52{,}35 = \frac{H_{2i} - 2{,}0}{H_{2i}} \cdot 100$$

Făcînd calculele necesare rezultă un maxim de $H_{2i} = 4{,}2$ cm³/100 g.

Urmărind din nou datele din tabela 2 se observă permanent valori mult mai mari pentru conținutul de hidrogen inițial H_{2i} decît cea calculată și, ca urmare, și conținutul de hidrogen H_{2f} este mai mare ca 2,0 cm³/100 g.

De altfel în sprijinul celor afirmate vine și diagrama din figura 2 care arată dependența liniară existentă dintre conținuturile inițiale H_{2i} și finale H_{2f} de hidrogen și care se traduce astfel: cu cît nivelul conținutului inițial de hidrogen H_{2i} va fi mai mare, cu atît și H_{2f}, nivelul conținutului final de hidrogen, va fi mai mare. Acestea au ilustrat suficient de clar importanța care trebuie asigurată în tot cursul elaborării pentru a obține un conținut inițial de hidrogen H_{2i} cît mai mic în oțelul destinat tratării sub vid.

În prezent în lume există și procedee care au rezolvat problema pierderilor de căldură (este vorba de procedeul suedez ASEA unde

Tabela 2

Denumirea indicatorului	Anul 1972									Anul 1973						Val. medii
	I	III	IV	V	VIII	IX	X	XI	XII	I	II	III	IV	V	VI	
Hidrogenul mediu la intrare cm³/100 g	5,35	6,3	7,44	7,2	7,42	6,8	6,26	6,21	6,18	7,5	6,44	5,95	6,75	7,07	7,01	6,7
Hidrogenul mediu după tratament cm³/100 g	2,0	2,6	3,36	3,6	3,66	3,0	2,8	2,6	3,3	3,7	3,1	2,87	3,1	3,62	3,95	3,15
Randamentul mediu de extracție a H_2, %	62,9	58,5	55,4	50,4	50,3	55,9	53,9	57,3	45,6	49,9	49,7	5,74	53,7	47,9	43,2	52,35
Pierderea medie de temperatură, C°/min	2,3	2,6	2,17	2,42	2,47	2,45	2,54	3,0	3,56	3,19	3,52	2,58	2,94	2,13	2,27	2,67
Timpul mediu de tratament, min	21,5	20,7	19,2	18,8	19,6	20,4	18	17,5	14,2	14	18,6	18,3	21,6	21,6	16,0	18,6
Timpul mediu de tratament sub 1 torr, mın	16,7	14,7	15	14,3	15,0	16	41,4	12,3	9,6	12,3	14,6	13,4	17,6	15	10,8	14,1

există posibilitatea să se mențină temperatura oțelului supus tratamentului).

Din tabela 2 se observă că pierderile de temperatură cresc în perioada rece (lunile noiembrie-martie) și scad în perioada caldă a anului

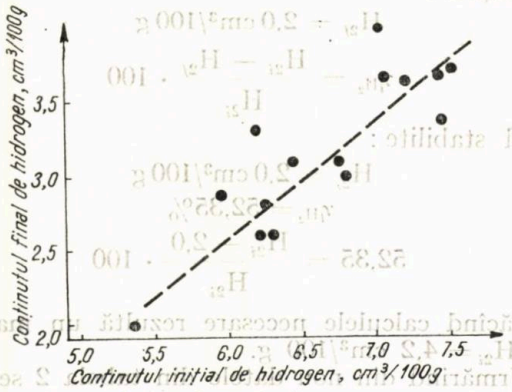


Fig. 2. Dependența conținutului de hidrogen H_{2f}, în raport cu conținutul inițial de hidrogen H_{2i}

(lunile martie-noiembrie). De asemenea tot din tabela 2 se observă că pierderea medie de temperatură pentru numărul foarte mare de șarje urmărite a fost de 2,67°C/min. La o valoare a duratei de tratament de 21 min (cum s-a arătat mai înainte), rezultă așadar o pierdere de temperatură de 56°C în timpul tratamentului. De aici se trage următoarea concluzie : în oala de turnare oțelul trebuie să aibă o temperatură care să-i permită să piardă 56°C atît în timpul tratamentului (să se execute manevre cu oala de la instalația R.H. la locul de turnare în lingotiere), cît și în timpul turnării în lingotiere. Aceste valori variază în funcție de marca oțelului, de greutatea șarjei și de mărimea lingourilor.

În figura 3 se observă dependența duratei medii de tratament în raport cu pierderea medie de

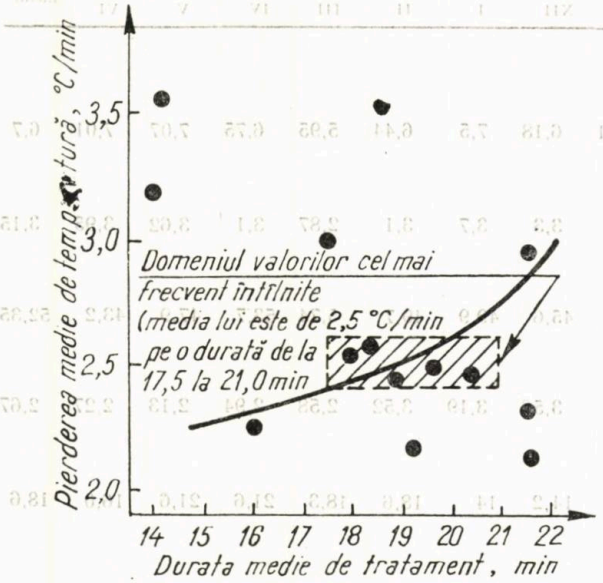


Fig. 3. Dependența dintre pierderea medie de temperatură și durata medie de tratament

temperatură. De asemenea se poate observa că majoritatea punctelor se află în domeniul haşurat pentru o durată de 17 pînă la 21 min și o pierdere de temperatură de la 2,4 la 2,6°C/min.

În figura 4 se observă că valoarea optimă pentru timpul de tratament sub 1 torr este de circa 17 min.

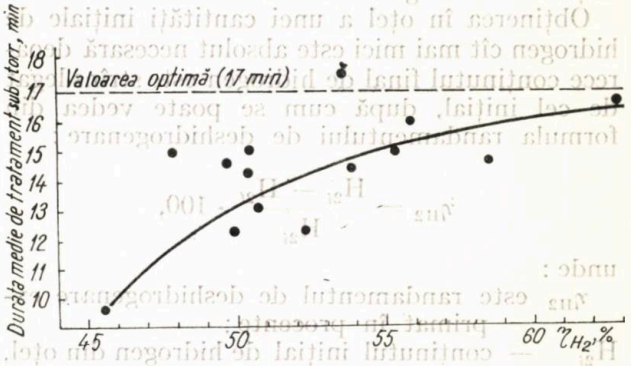


Fig. 4. Dependența randamentului de extragere a hidrogenului η_{H_2} în raport cu durata medie de menținere a oțelului sub 1 torr

Puritatea microscopică

Pe lîngă cele prezentate tratarea sub vid a oțelului mai are rolul de a realiza și o omogenizare a băii metalice din punctul de vedere al compoziției chimice, al incluziunilor și al temperaturii.

Ameliorarea purității oțelului astfel obținut este o altă condiție care justifică necesitatea introducerii în fluxul tehnologic a unei instalații de tratament sub vid de tip R.H.

În sprijinul celor de mai sus se menționează că în ceea ce privește puritatea oțelului degazat se observă că o treime superioară a lingoului turnat din oțel degazat este mai curată, regularizarea distribuției incluziunilor pe înălțimea lingoului, iar dimensiunile incluziunilor sînt mai mici în ansamblu pentru oțelul degazat [2].

Din cele prezentate se desprind următoarele concluzii :

— oțelul tratat sub vidare are o calitate superioară, inclusiv din punctul de vedere al purității față de oțelul netratat ;

— pentru a obține aceste calități și a asigura un mers continuu pe fluxul tehnologic trebuie respectate unele date;

— temperatura oțelului la evacuare să permită toate pierderile arătate mai înainte;

— durata de tratament să nu depășească 20—21 min, din care 16—17 min la o depresiune de sub 1 torr;

— nivelul hidrogenului conținut la intrare să nu fie mai mare de maximum 4,5 cm³/100 g,

ceea ce ar duce, în final, la un conținut de aproximativ 2,0 $cm^3/100$ g. Aceasta presupune respectarea indicațiilor prevăzute.

Respectarea în exploatare a celor cîteva indicații date în acest material va duce la creșterea calității oțelului tratat sub vid la obținerea unui material cu performanțe tehnice superioare și cu o puritate internă mai bună, care să servească mai bine în industria noastră constructoare de mașini.

BIBLIOGRAFIE

[1] x x x C.I.T., nr. 4, 1969, p. 1017.
[2] x x x C.I.T., nr. 12, 1966, p. 2578 — 2581.

Gulianca N.

DC 669.18.083.4

Observations of the vacuum treatment of steel in Type/R/H installations

The present material analyses the results obtained by vacuum treatment of steel 34 MoCN15 during a longer period of time.

Factors which influence treatment, their way of interaction, will be studied, so as to point out control possibilities and improvement of the results obtained, and thus to make possible for industry to have in permanence materials with best technic characteristics necessary for its continuous effort in the development of the national economy.

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

Aprobarea proiectului de oțelărie „aretică" în Suedia

Parlamentul suedez a aprobat, după numeroase controverse, un plan de finanțare pentru un combinat siderurgic integrat de 4 M t/an (4,4 milioane coroane suedeze) la Lulea. Acest oraș situat în golful Botnic, în imediata vecinătate a cercului polar, este unul din cele două porturi de expediție a minereului de fier din Laponia.

Uzina va fi construită pentru societatea siderurgică de stat Norrbottens Jarnverk, iar producția ei va fi destinată în principal Europei Occidentale. Această investiție va oferi mai multe mii locuri de muncă într-o regiune slab industrializată.

(*L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 23, 6 iunie, 1974, p. 48*)

Taranto va produce țevi de 100 in

La uzina de țevi din Taranto, de la începutul lunii aprilie a.c., Italsider pregătește documentația unei premiere industriale mondiale. Este vorba despre fabricarea de țevi sudate elicoidal cu diametrul de 100 in (2540 mm) și lungimea de 18 m. Tabla utilizată în acest scop are o grosime pînă la 25 mm.

Capacitatea de producție a acestei noi secții este de 210 mii t/an, iar în cazul unei demarări reușite a acestei noi fabricații, ea va fi dublată rapid. Proiectele prevăd că uzina să se extindă pînă la 1 mil. t/an capacitate.

În prezent, se pare că pe plan mondial nu se produc țevi cu diametrul de peste 80—90 in. Uzina din Taranto pornește cu un contract de export pentru echipamentul unei mari magistrale de gaze în U.R.S.S.

(*L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 23, 6 iunie, 1974, p. 49*)

Surse siderurgice de energie

Japonia, care se resimte din ce în ce mai mult de pe urma crizei de energie, este în continuă căutare de noi surse energetice. Un exemplu al ingeniozității specialiștilor japonezi îl oferă concernul Kawasaki, unde a fost elaborat un nou tip de cuptor permițînd recuperarea căldurii radiate de brame și valorificarea ei ca sursă de energie. La scară industrială, această sursă este folosită pentru prima oară la blumingul de la uzina Mizushima. Energia respectivă va fi utilizată la acționarea laminoarelor.

Experiențe la fel de interesante sînt efectuate de concernul Nippon Steel. Sînt executate încercări de valorificare a gazelor de furnal la înaltă presiune pentru producerea de energie.

(*Magazyn Hutniczy, Polonia, nr. 11, 1974, p. 4*)

Iugoslavia printre primii exportatori europeni de feroaliaje

În rîndul marilor exportatori europeni de feroaliaje, Iugoslavia ocupă al treilea loc, după U.R.S.S. și Norvegia. În cursul ultimilor trei ani, producția iugoslavă de feroaliaje a crescut în medie cu 13% anual. În 1972, această producție s-a ridicat la 130 mii t, iar în 1975 ea trebuie să fie dublată la 260 mii t. Deși se află în posesia unor bogate resurse de materii prime, însă neexploatate, Iugoslavia este nevoită să-și bazeze producția pe import, în special din U.R.S.S., Brazilia și Albania. Livrările interne de minereu de mangan acoperă doar 1/3 din cerințe, iar cele de minereu de crom, doar 10—16% din cerere.

(*Magazyn Hutniczy, Polonia, nr. 13, 1974, p. 4*)

Alcoa of Australia va deveni unul din cei mai mari producători de alumină din lume

În 1976, cînd proiectul de extindere a capacității uzinei de la Pinjarra va fi încheiat, Alcoa of Australia va deveni cel mai mare producător de alumină din emisfera sudică. Capacitatea actuală a uzinei este de 700 mii t/an, extinderile în curs sînt de 300 mii t/an, iar noua dezvoltare prevăzută este de 500 mii t/an. La sfîrșitul anului 1976 capacitatea uzinei va fi de 1 500 mii t/an. Împreună cu uzina de la Kwinana, capacitatea globală de alumină a Alcoa of Australia va ajunge la aproape 3 Mt în 1976.

(*Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 428, 1974, p. 22*)

Acoperirea cu crom dur a bronzurilor de aluminiu rezistente la uzură

Ing. P. Marcu și ing. Ileana Mangiurea
Institutul de cercetări metalurgice — București

CZ 669.35'6'71 : 669.268

În ultimii ani cromarea dură a găsit o largă utilizare ca urmare a proprietăților pe care le conferă metalului suport : rezistență la uzură, duritate și rezistență la temperatură.

În lucrarea de față s-a urmărit creșterea durității superficiale a pieselor supuse la solicitări de uzură din bronzuri de aluminiu de tip Al10Ni5Fe5Mn0,5, prin depunerea unui strat de crom dur. În acest scop s-au efectuat un mare număr de încercări de laborator și uzină atît pe probe dreptunghiulare (4 × 6 cm), cît și pe piese cu configurație mai complicată (ghidaje, scule etc.). În cadrul încercărilor probele au fost supuse unor operații pregătitoare, de cromare propriu-zisă și de verificare.

Astfel, deoarece starea suprafeței active este determinantă în aderența și aspectul stratului de crom depus, s-a acordat o atenție deosebită operațiilor de pregătire mecanică și chimică [4].

Pregătirea mecanică a constat în șlefuirea și lustruirea probelor. Șlefuirea s-a realizat printr-o periere dură cu ajutorul șaibelor de șmirghel (Ø 300), iar lustruirea s-a efectuat cu șaibe de lustru și pastă roșie de oxid de fier.

După prelucrarea mecanică probele au prezentat luciu de oglindă și în această stare au fost supuse pregătirii chimice, care s-a efectuat prin degresarea probelor lustruite în solvenți organici și decaparea lor în soluție acidă (H_2SO_4 10%).

Pentru obținerea unei depuneri de crom dur pe suprafața activă a probelor, s-a folosit ca aparatură de lucru o cuvă staționară obișnuită din oțel, prevăzută cu instalație de ventilație. S-au utilizat anozi insolubili din aliaj de plumb cu 6—8% stibiu (lipsit de arsen), care prezintă supratensiune ridicată la descărcarea anionilor hidroxil, ceea ce permite o oxidare intensă a cromului trivalent la crom hexavalent [1]. În cazul pieselor cu configurație mai complicată s-a avut în vedere slaba putere de pătrundere a băii de cromare și s-au utilizat dispozitive speciale de lucru, care să asigure distanța optimă dintre suprafața activă a catodului și anod, de circa 100—150 mm [6].

Tabela 1

Compoziția, g/l	
CrO_3	H_2SO_4 (d = 1,84)
150	1,5
150	2,5
150	5
200	1,5
200	2,5
200	5
250	1,5
250	2,5
250	5

Electroliții folosiți la cromare sînt prezentați în tabela 1.

Pentru fiecare electrolit s-au variat parametrii de lucru conform tabelei 2.

Tabela 2

Densitatea de curent, $\frac{A}{dm^2}$	Temperatura, °C	Timpul, min
20	40	10
20	40	20
20	50	10
20	50	20
30	40	10
30	40	20
30	50	10
30	50	20
40	40	10
40	40	20
40	50	10
40	50	20
50	40	10
50	40	20
50	50	10
50	50	20

În funcție de condițiile de lucru și de electrolit s-au obținut diferite grosimi.

Influența condițiilor de lucru asupra procesului de cromare

S-a stabilit că mărirea concentrației acidului cromic, respectiv a anhidridei cromice în baie, determină o scădere a randamentului catodic și a puterii de pătrundere.

Concentrația acidului sulfuric nu influențează ca atare, ci numai ca raport SO_4^{-2}/CrO_3. Variația randamentului de curent cu conținutul de acid sulfuric pentru diferite concentrații de anhidridă cromică este prezentată în figura 1.

Duritatea și aspectul cromului depus variază cu temperatura și cu densitatea de curent conform curbelor „Gerbauer" prezentate în figura 2.

Se observă că duritatea cea mai ridicată 1200 HV se obține în domeniul cromului lucios, unde este permisă creșterea densității de curent, deci mărirea vitezei de depunere prin ridicarea temperaturii de lucru (între 35 și 53°C).

Celelalte tipuri de crom, obținute atît la temperaturi mai mici (ars, irizat), cît și la tempera-

turi mai ridicate (lăptos și mat), prezintă o duritate mult mai scăzută (570—700 HV).

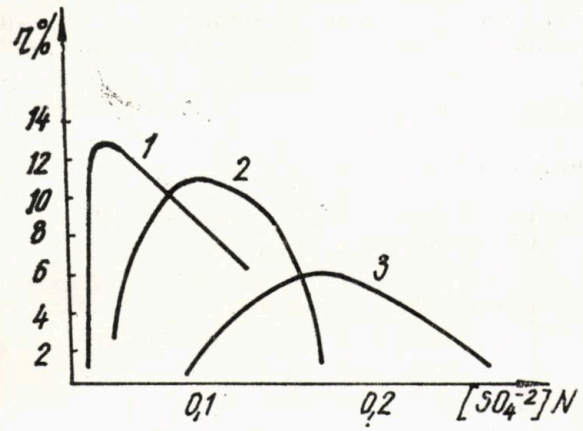


Fig. 1. Variația randamentului de curent cu concentrația acidului sulfuric, într-o baie cu conținut de :
1 — 75 g/l CrO_3; *2* — 250 g/l CrO_3; *3* — 500 g/l CrO_3

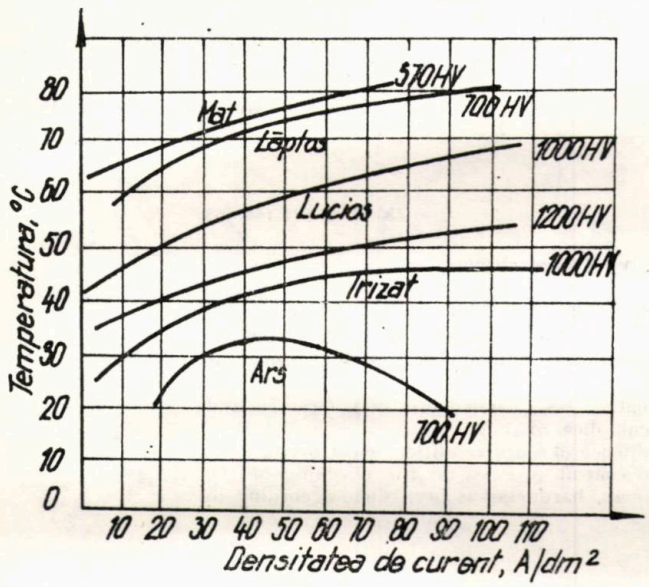


Fig. 2. Variația aspectului și durității cu temperatura și densitatea de curent (curbe Gerbauer):
concentrația CrO_3, 250 g/l; concentrația H_2SO_4, 2, 5 g/l; HV—duritatea Vickers

Verificarea calității acoperirilor efectuate

Aderența — forța de atracție ce există între stratul depus galvanic și substratul metalului de bază — s-a verificat prin metoda de încălzire și răcire bruscă, conform STAS 7293—65. Încălzirea s-a efectuat într-un cuptor electric pînă la 360°C (mai mult de 250°C cît prevede STAS-ul), iar răcirea s-a făcut în apă la temperatura camerei. Deoarece piesele nu au prezentat după încercare bășici s-au alte semne vizibile de desprindere, rămînînd la fel de lucioase ca la început, se consideră că au o aderență corespunzătoare.

Aspectul general al acoperirilor, apreciat vizual, este foarte bun, deoarece acestea nu sînt arse, mate sau rugoase, nu prezintă găuri, pori, bășici, straturi exfoliate sau porțiuni neacoperite galvanic [7]. Toate probele prezintă luciu de oglindă.

Grosimea depunerilor s-a observat la microscop în urma secționării probelor și s-a calculat cu următoarea fromulă dedusă din legea Faraday :

$$d = \frac{tK \cdot Dc\,\eta}{60\,\gamma} \cdot \mu m\ [7]$$

unde :

d reprezintă grosimea depunerii, μm ;
t — durata procesului de cromare, min;
K — 0,32, g/Ah echivalentul electrochimic al metalului care se depune ;
η — randamentul de curent (cantitatea de metal efectiv depusă/ cantitatea de metal teoretică), în %. În cazul cromării din soluție proaspătă randamentul este 13 % și scade la 10% ca urmare a acumulărilor de impurități ;
Dc — densitatea de curent, A/dm²;
γ=7,1gf/cm³—greutatea specifică a metalului ce se depune.

Din examinările și calculele efectuate reiese că grosimea depunerilor galvanice a fost cuprinsă între 1 și 10 μm, în funcție de condițiile de lucru.

În figurile 3 și 4 se observă stratul de crom depus.

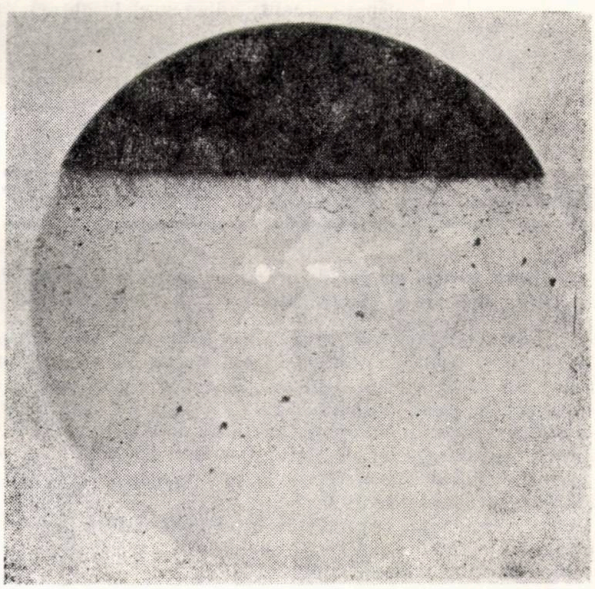


Fig. 3. Strat de crom depus în condițiile :
electrolit: CrO_3 — 150 g/l; H_2SO_4 (d = 1,84) — 2 g/l; Dc = 30 A/dm²; t = 10 min; temp. = 50°C; grosimea stratului = 1 — 2 μm; ×100

Din examinarea calității depunerilor obținute în urma încercărilor efectuate pe probe și piese s-au stabilit, pentru grosimi de circa 10 μm, următoarele condiții optime de lucru:

— electrolit cu compoziția CrO_3 250 g/l — H_2SO_4 2,5 g/l; anozi de plumb aliat cu stibiu 6—8%; $Dc = 50$ A/dm²; temperatura 50°C; durata 10 min; distanță dintre electrozi 100—150 mm.

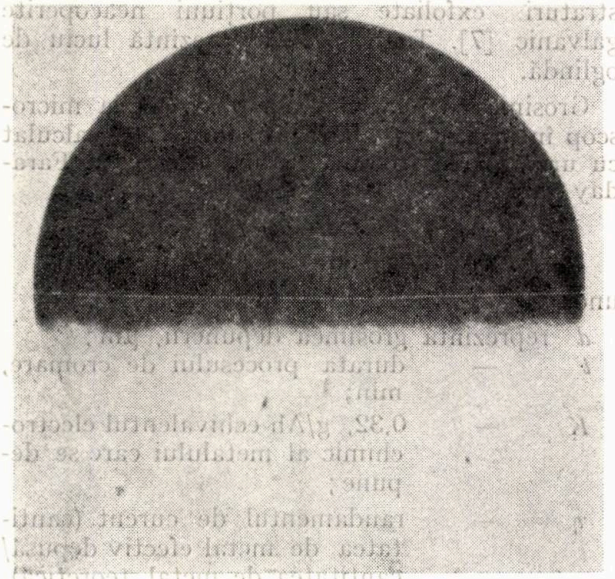


Fig. 4. Strat de crom depus în condițiile: electrolit: $CrO_3 = 250$ g/l; $H_2SO_4 = 2,5$ g/l; ($d = 1,84$) $Dc = 50$ A/dm²; $t = 50$°C; timp = 10 min; grosimea stratului = 10 μm; × 100

BIBLIOGRAFIE

[1] Facsko G. *Tehnologie electrochimică*. București, Ed. tehnică, 1969.

[2] Atanasiu I. A. și Facsko G. *Electrochimie, principii teoretice*. București, Ed. tehnică, 1958.

[3] Homiacov V. G. și alții *Tehnologia industriilor electrochimice*. București, Ed. tehnică, 1953.

[4] Bagonias G. *Pregătirea suprafețelor pentru cromarea dură*. Coroziunea și protecția suprafețelor, nr. 10, 1971.

[5] Postins C. M. *Diferite tipuri de soluții de cromare*. Coroziunea și protecția suprafețelor, nr. 2, 1971, p. 119—13.

[6] Krusenstjem A. V. și Reihlardt H. P. *Cromarea dură a diferitelor piese*. Coroziunea și protecția suprafețelor, nr. 12, 1970, p. 1055—1062.

[7] Opreau Liliana. *Îndreptar galvanotehnic*. București, Ed. tehnică, 1970.

Marcu P. and *Mangiurea Ileana*

DC 669.35'6'71 : 669.268

Coating of wear resistant aluminium bronze with hard chrome

In order to enhance the surface hardness of parts subjected to friction of aluminium bronze Al10Ni5Fe5Mn0.5 type, arose the problem of hard chromium coating which confers to the metal, support, hardness and strength at high temperatures.

The work presents the chromium coating test, carried out in laboratory and plant conditions, on samples as well as on complicated shape parts.

The authors have also studied the influence of work conditions-electrolyte, temperature, current density-on the chromium coating process, an the checking of the deposit quality-adherence, brightness, thickness, hardness-has been done according to actual norms.

INFORMAȚII TEHNICO-ECONOMICE

La firma Iscor s-au dat în funcțiune primele cuptoare de cocsificare de mare productivitate

La noul combinat siderurgic Newcastle/Natal din cadrul firmei South African Iron and Steel Industrial Corp. Ltd. (Iscor) s-au încheiat lucrările de construcție și montaj din cadrul primei etape. Prima baterie de cuptoare de cocsificare s-a dat în funcțiune la termen. Cele 50 de cuptoare de cocsificare (construcție Dr. C. Otto, Bochum) au înălțimea camerelor de 6,2 m. Fiecare cameră are o capacitate de 27 t cărbune și produce cca. 19 t cocs.

A doua baterie de cuptoare va intra în funcțiune la mijlocul anului 1974, urmînd ca ultimele două baterii să se dea în exploatare la mijlocul anului 1975.

Instalația completă cu 200 cuptoare va produce zilnic 5 000 t cocs din 8 000 t cărbune.

A fost construit un depozit pentru 120 000 t cărbune cu agregatele de încărcare și transport aferente. Pentru prepararea cărbunelui s-au montat 18 buncăre a cîte 1 600 t capacitate și instalații de măcinat și amestecat. Gazul de cocserie (130 000 m³/h) se utilizează la încălzirea cuptoarelor de tratament termic și recoacere de la oțelărie și laminoare.

Instalația de cocsificare a fost dotată cu instalații de epurare și protecție a mediului ambiant, corespunzînd ultimului stadiu al tehnicii. Astfel, de exemplu, din gazul de cocsificare se îndepărtează amoniacul și hidrogenul sulfurat prin spălare. Prin transformarea sulfului în acid sulfuric și combinarea acestuia cu amoniacul rezultă sulfatul de amoniu, care se utilizează ca îngrășămînt. Pentru cele 50 de cuptoare date în exploatare s-au consumat 15 000 t cărămizi refractare și 2 500 t beton. Atît construcția metalică, cît și instalațiile de măsură și control s-au livrat și montat de către firme din R. F. Germania. Unele instalații și o parte din cărămizile refractare s-au livrat de către Japonia și Marea Britanie.

(Stahl und Eisen, R. F. Germania, 94, nr. 12, iunie, 1974, p. 554)

Ing. N. Atanasiu
Institutul politehnic—București

Mecanismul deformării plastice a metalului la trefilarea sîrmelor printr-o matriță conică activată ultrasonic

CZ 621.778.1 : 621.9.048

Deformarea metalului prin tragere sau presare printr-o matriță conică are largi aplicații în procesele de trefilare a sîrmelor, la tragerea barelor și la extruziune.

În figura 1 se arată curgerea metalului printr-o matriță conică. O bară rigidă cu raza inițială R_0 intră în matrița conică cu un unghi α cu o viteză v_0. Produsul final de rază R_f iese din matriță cu v_f. În cazul trefilării, sîrma este trasă cu o tensiune de σ_t și, eventual, supusă unei tensiuni inverse σ_{ti} [1], [2].

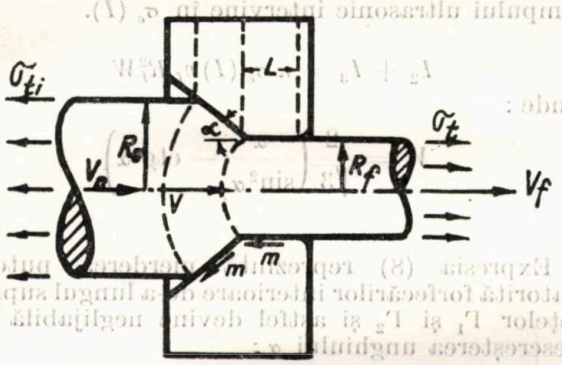


Fig. 1. Matrița și sîrma în procesul de trefilare

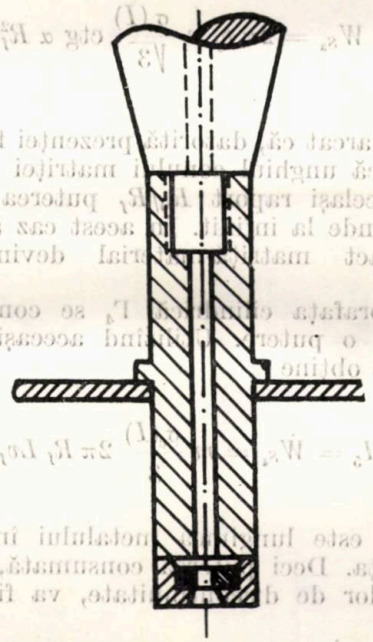


Fig. 2. Montajul matriță-concentrator de energie acustică

Trefilarea sîrmelor în cîmp ultrasonic s-a făcut cu matriță oscilată, paralel cu direcția de tragere. Matrița a fost montată la capătul unui concentrator de energie acustică (fig. 2), atașat la un transductor magnetostrictiv, care vibrează în rezonanță la o frecvență de 18 kHz [3].

Analiza procesului de trefilare cu matriță activată ultrasonic s-a făcut cu metode energetice, folosind teoria cîmpului de viteze cinematic admisibile pentru calculul tensiunilor aplicate unghiului optim al matriței și reducerii secțiunii pe trecere.

În figura 3 este reprezentat cîmpul de viteze cinematic admisibile, unde se pun în evidență trei zone, delimitate de suprafețele sferice Γ_1 și Γ_2 de suprafața conică a matriței Γ_3 și de suprafața cilindrică Γ_4. În zonele I și III viteza este uniformă și dirijată după componenta axială. Se notează cu v_0 viteza din zona I și cu v_f din zona III. Presupunînd că volumul rămîne constant, atunci se poate scrie:

$$v_0 = v_f p^2 \tag{1}$$

în care:

$$p = \frac{R_f}{R_0} \tag{2}$$

Zona I este rigidă, fiind despărțită de zona II prin suprafața Γ_2 de raza r_0, luată de la originea 0, apexul conului matriței. La ieșire din zona II, metalul traversează o altă suprafață Γ_1 de raza r_f ce separă zona II de zona rigidă III. Deformarea plastică a metalului se produce numai în zona II, mărginită de suprafețele Γ_1, Γ_2 și Γ_3. În zona II vitezele particulelor sînt dirijate după raza vectoare către 0. În sistemul de coordonate polare (r, θ, ρ) componentele vitezei sînt:

$$\dot{U}_r = v = -v_f r_f^2 \frac{\cos\theta}{2} \tag{3}$$

$$\dot{U}_\theta = \dot{U}_\rho = 0$$

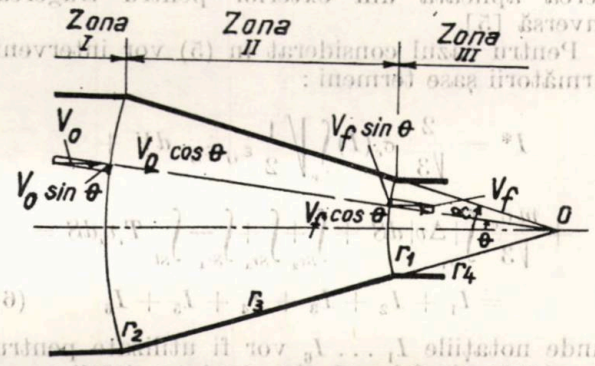


Fig. 3. Cîmpul de viteze cinematic admisibile

La traversarea lui Γ_1 şi Γ_2 vitezele particulelor suferă discontinuităţi. Din motive de continuitate numai componentele tangenţiale suprafeţei pot fi discontinue. Discontinuităţile vitezelor vor exista şi la traversarea lui Γ_3 şi Γ_4, deoarece se consideră că matriţa este fixă.

$$\Gamma_1 : \Delta v_1 = v_f \sin\theta ; \quad \Gamma_2 : \Delta v_2 = v_0 \sin\theta ; \qquad (4)$$

$$\Gamma_3 : \Delta v_3 = v_f r_f^2 \frac{\cos\alpha}{r^2} ; \quad \Gamma_4 : \Delta v_4 = v_f$$

Teorema limitei superioare, folosită frecvent în analiza proceselor de deformare plastică a metalelor, afirmă că dintre toate cîmpurile de viteze de deformare cinematic admisibile, cîmpul actual face minimă expresia [4]:

$$I^x = \frac{2\sigma_c}{\sqrt{3}} \int_v \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}}\, dV + \frac{m\sigma_c}{\sqrt{3}} \int_{S\Gamma_{1-4}} |\Delta v|\, dS - \int_{St} T_i v_i\, ds \qquad (5)$$

în care :

σ_c este limita de curgere a metalului;
$\dot{\varepsilon}_{ij}$ — componentele tensorului vitezei de deformaţie;
V — volumul metalului;
S — aria suprafeţei pe care se aplică forţele exterioare;
T_i — componenta normală a tracţiunii la interfaţă sculă-material;
v_i — viteza sculei;
$S_{\Gamma_{1-4}}$ — ariile suprafeţelor Γ_1, Γ_2, Γ_3 şi Γ_4;
$\frac{m\sigma_c}{\sqrt{3}} = \tau$ — tensiunea de forfecare.

Deci puterea aplicată din exterior nu depăşeşte valoarea furnizată de (5).

Primul termen din relaţia (5) exprimă puterea necesară pentru deformarea internă, al doilea termen reprezintă puterea de forfecare de-a lungul suprafeţelor de discontinuitate a vitezelor, incluzînd suprafaţa dintre matriţă şi material, iar ultimul termen provine din puterea aplicată din exterior pentru tragerea inversă [5].

Pentru cazul considerat în (5) vor interveni următorii şase termeni :

$$I^* = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c(I) \int_v \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}}\, dV + \frac{m\sigma_c}{\sqrt{3}} \int_{Sr_1} |\Delta v|\, dS + \int_{Sr_2} + \int_{Sr_3} + \int_{Sr_4} - \int_{St} T_i v_i dS = I_1 + I_2 + I_3 + I_4 + I_5 + I_6 \qquad (6)$$

unde notaţiile $I_1 \ldots I_6$ vor fi utilizate pentru uşurinţa calculelor. Influenţa intensităţii acustice va interveni în calculul lui I_1, I_4 şi I_5 prin modificarea limitei de plasticitate şi a condiţiilor de frecare.

Puterea internă de deformare este dată de expresia :

$$I_1 = \dot{W}_i = 2\pi\sigma_c(I) v_f R_f^2 \ln q f(\alpha) \qquad (7)$$

în care :

$$q = \frac{R_0}{R_f}$$

Dacă unghiul α este mic atunci $f(\alpha)$ tinde către 1. În calculul acestei expresii intensitatea cîmpului ultrasonic intervine în $\sigma_c(I)$.

$$I_2 + I_3 = \pi \sigma_c(I) v_f R_f^2 W$$

unde : (8)

$$W = \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\sin^2\alpha} - \operatorname{ctg}\alpha \right)$$

Expresia (8) reprezintă pierderea puterii datorită forfecărilor interioare de-a lungul suprafeţelor Γ_1 şi Γ_2 şi astfel devine neglijabilă cu descreşterea unghiului α :

$$I_4 = W_{S_3} = 2\pi v_f m \frac{\sigma_c(I)}{\sqrt{3}} \operatorname{ctg}\alpha R_f^2 \ln q \qquad (9)$$

De remarcat că, datorită prezenţei factorului ctg α dacă unghiul conului matriţei este mic, pentru acelaşi raport R_0/R_f puterea datorită frecării tinde la infinit. În acest caz suprafaţa de contact matriţă-material devine foarte mare.

Pe suprafaţa cilindrică Γ_4 se consumă de asemenea o putere. Utilizînd aceeaşi lege de frecare se obţine :

$$I_5 = \dot{W}_{S_4} = m \frac{\sigma_c(I)}{3} 2\pi R_f L v_f \qquad (10)$$

unde L este lungimea metalului în contact cu matriţa. Deci puterea consumată, datorită suprafeţelor de discontinuitate, va fi :

$$\dot{W}_S = I_2 + I_3 + I_4 + I_5 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_c(I) \pi v_f R_f^2 \left[\frac{\alpha}{\sin^2\alpha} - \operatorname{ctg}\alpha + m(\operatorname{ctg}\alpha) \ln q + m(I) \frac{L}{R} \right] \qquad (11)$$

În această expresie factorii care depind de intensitatea cîmpului ultrasonic sînt σ_c şi m.

Puterea ce va interveni la frontieră este cea în legătură cu forţa de tragere inversă :

$$I_6 = \dot{W}_b = -\int_{st} T_i v_i dS = \pi v_f R_f^2 \sigma_{ti} \quad (12)$$

Se scrie că puterea aplicată este egală cu limita superioară a energiilor :

$$I^* = \pi R_f^2 \sigma_t v_f \quad (13)$$

De aici se obţine limita superioară pentru trefilarea sîrmelor şi tragerea barelor, folosind relaţiile (7), (11), (12) şi (13).

$$\frac{\sigma_t}{\sigma_c(I)} = \frac{\sigma_{ti}}{\sigma_c(I)} + 2f(\alpha)\ln q + W +$$

$$+ \frac{2}{\sqrt{3}}\left[m(I)(\operatorname{ctg}\alpha)\ln q + m(I)\frac{L}{R_f}\right] \quad (14)$$

Relaţia (14) furnizează soluţia propriu-zisă demonstrînd că oricare din parametrii implicaţi în procesul de trefilare se pot exprima în funcţie de ceilalţi parametri.

Influenţa favorabilă a ultrasunetelor asupra reducerii forţei de prelucrare provine în primul rînd din faptul că $\sigma_c(I)$ este un factor multiplicativ în suma $I_1 - I_5$, care constituie partea disipată a puterii. Deci această sumă va descreşte atunci cînd σ_c descreşte, datorită influenţei ultrasunetelor. În afară de aceasta, deoarece $m(I)$ depinde de intensitatea ultrasonică şi el contribuie la micşorarea lui I_3 şi I_4 unde m intervine, de asemenea, ca un factor multiplicativ.

Din formula (14) se poate obţine şi reducerea, adică raportul dintre raza la intrare în matriţa (R_0) şi cea la ieşire (R_f).

$$\frac{R_0}{R_f} = \exp \frac{\frac{\sigma_t - \sigma_{ti}}{\sigma_c(I)} - W + \frac{2m(I)}{\sqrt{3}}\frac{L}{R_f}}{2K} \quad (15)$$

unde : $K = f(\alpha) + \dfrac{m(I)\operatorname{ctg}\alpha}{\sqrt{3}}$

Deci şi acest raport la rîndul lui este influenţat de cîmpul ultrasonic prin intermediul lui $\sigma_c(I)$ şi $m(I)$.

Formulele (14) şi (15) s-au utilizat pentru obţinerea diverselor aspecte ale soluţiei şi pentru determinarea unor variabile de care depinde procesul de trefilare, în funcţie de celelalte variabile. Pentru uşurinţa calculelor s-a considerat $\sigma_{ti} = 0$ şi $L = 0$.

Valoarea optimă a unghiului α, care să reducă forţa necesară procesului de trefilare la minimum sau să maximeze reducerea, se obţine din relaţia :

$$\alpha_{opt} = \sqrt{\frac{3}{2} m(I)\ln q} \quad (16)$$

Raportul de reducere procentuală r este definit prin relaţia

$$r\% = 100\,(1 - p^2) \quad (17)$$

În figura 4 se arată influenţa unghiului matriţei şi a reducerii ($r = 40\%$) asupra tensiunii relative de trefilare. Din diagramă rezultă că există valori optime ale lui α pentru a minimaliza tensiunea atît la trefilare convenţională ($2\alpha \simeq 12°$), cît şi la trefilare cu ultrasunete ($2\alpha = 6 - 20°$).

Experimentările s-au efectuat pe două aliaje de aluminiu, avînd $\sigma_c = 16$ daN/mm² şi, respectiv, $\sigma_c = 26$ daN/mm². Datele obţinute experimental arată că σ_c scade cu intensitatea ultrasunetelor ; folosind o intensitate de energie acustică de 10 W/cm² la o frecvenţă de 18 kHz s-a observat că σ_c scade în medie cu 20%.

În privinţa lui m, el poate lua diferite valori, dar în cazul aplicării ultrasunetelor m este cu un ordin de mărime mai mic $m(I) = (0{,}1)\,m(6)$.

În figura 5 se arată limita de curgere (σ_c), în funcţie de unghiul matriţei (α) atît la tragerea convenţională, cît şi cu ultrasunete.

Raportul R_0/R_f s-a determinat în prezenţa şi în absenţa ultrasunetelor. Pentru diverse

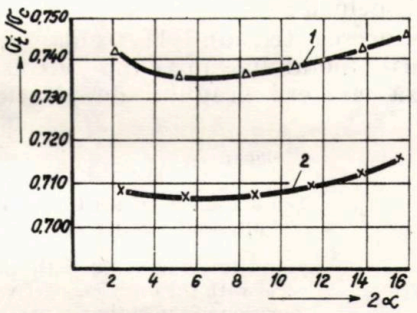


Fig. 4. Efectul unghiului matriţei α şi a reducerii asupra tensiunii relative de trefilare :
1 — fără ultrasunete; 2 — cu ultrasunete

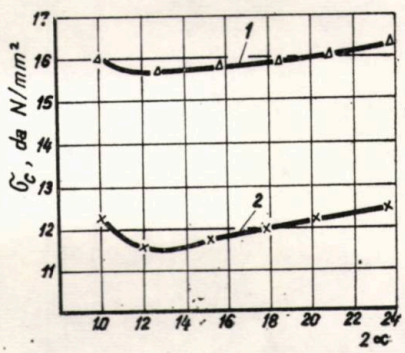


Fig. 5. Limita de curgere σ_c, în funcţie unghiul matriţei α :
1 — fără ultrasunete; 2 — cu ultrasunete

unghiuri și diverse valori ale raportului σ_t/σ_c s-a calculat R_0/R_f cu relația (11) fără a lua în considerație efectul cîmpului ultrasonic. Valorile pentru σ_t/σ_c au fost calculate cu reducerea $r = 40\%$, iar pentru m s-a luat valoarea $m = 0{,}03$. Pornind de la aceste date au fost

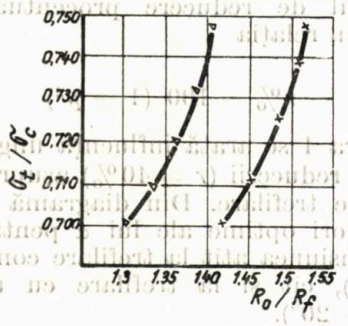


Fig. 6. Tensiunea relativă de trefilare σ_t/σ_c, în funcție de raportul R_0/R_f;
1 — fără ultrasunete; *2* — cu ultrasunete

recalculate rapoartele σ_t/σ_c (I) considerînd prezența ultrasunetelor și apoi cu aceste valori și ținînd seamă de micșorarea cu un ordin de mărime a lui m $(I) = 0{,}003$ s-au calculat și rapoartele R_0/R_f. Se constată că pentru datele numerice folosite, referitoare la efectul ultrasunetelor, raportul R_0/R_f este sensibil îmbunătățit, mai ales de unghiuri α mai mici.

În figura 6 se indică tensiunea relativă de trefilare (σ_t/σ_c) în funcție de raportul R_0/R_f.

Din cele expuse mai sus se pot trage următoarele concluzii:

— Reducerea tensiunii la trefilare în cazul deformării metalului în cîmp ultrasonic se datorează creșterii gradului de plasticitate și reducerii frecării exterioare pe suprafețele de contact din focarul de deformare.

— Efectul ultrasunetelor duce atît la îmbunătățirea sensibilă a raportului R_0/R_f, cît și la reducerea procentuală $(r\%)$, ceea ce permite reducerea numărului de treceri.

— În condiții egale de lucru unghiul α_{opt} al matriței la trefilarea sîrmelor de aluminiu în cîmp ultrasonic este mai mic decît unghiul α_{opt} la trefilarea convențională.

— Folosirea metodei energetice la analiza procesului de trefilare permite determinarea parametrilor optimi ai procesului tehnologic la deformarea plastică a metalului cu matrița activată ultrasonic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Avitzur B. *Analysis of Wire Drawing and Extrusion Through Conical Dies of Large Cone Angle.* Journal of Engineering for Industry, ian. 1964.

[2] Zimerman Z. și Avitzur B. *Metal Flow Through Conical Converging Dies.* Journal of Engineering for Industry, febr. 1970.

[3] Atanasiu N. *Trefilarea sîrmelor și tragerea barelor în cîmp ultrasonic.* B.I.T. Prelucrarea metalelor prin tehnologii neconvenționale, nr. 3, 1972.

[4] Prager W. și Hodge P. *Theory of Perfectly Plastic Solids.* Londra, Chapman and Hall, 1951.

[5] Evans W. și Avitzur B. *Measurement of Friction in Drawing, Extrusion, and Rolling.* Journal of Lubrication Technology, ian. 1968.

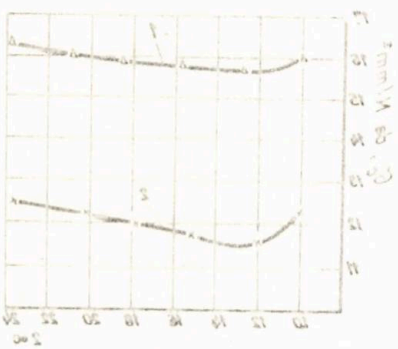
[6] Klimenko V., Siluanov N., Savopol V. și Prigunov G. *Determinarea unghiului optim al filierei la vibrarea cu ultrasunete.* Ciornala metallurghia, nr. 5, 1972.

Atanasiu N.

DC 621.778.1:621.9.048

The mecanism of plastic deformation of metal during wire drawing through a conical die ultrasonic activated

It is analysed with the energetic method the drawing of the aluminium alloy wires with the ultrasonic activated die. The use of the energetic method allows the determination of the optimum parameters of the plastic deformation. The data computed in connection with the reduction of stress during wire drawing, the value of the optimum angle the pass reduction and the decrease of friction at contact surfaces are confirmed by the experimental results.



Dr. ing. Hilda Hubert
Institutul politehnic — București
și ing. Margareta Olteanu-Călin
Întreprinderea INOX — București

Considerente privind microstructura și tratamentul termic al oțelurilor inoxiterme de tip 25—20 turnate

CZ 669.14.018.8 : 620.186 : 621.785

Rezistența la oxidare la cald a oțelurilor inoxiterme se datorează formării pe suprafața lor a unei pelicule protectoare, dense și stabile, de oxizi pe o adîncime redusă, care pasivizează oțelul față de oxidarea și distrugerea în profunzime. Cromul (și mai puțin nichelul) este elementul capabil să formeze o astfel de peliculă de oxid a cărei rezistență depinde direct de cantitatea de crom existentă în oțel.

Astfel oțelurile cu 5% Cr au o rezistență bună la oxidare la cald numai pînă la 600—650°C; cele aliate cu 10—12% Cr, pînă la 800°C, în timp ce pentru cele cu 22% Cr rezistența la oxidare crește pînă la 1 000°C, iar pentru cele cu 27—30% Cr ajunge pînă la 1 100°C.

Grupa de oțeluri inoxiterme cea mai larg utilizată în practică, cînd se impune concomitent cu o rezistență la oxidare la cald pînă la 1 100°C și o rezistență mecanică ridicată ($\sigma_r = 50$ kgf/mm²), aparține sistemului ternar Fe-Cr-Ni, care conferă structuri austenitice. Pentru fiecare conținut de crom există un conținut optim de nichel, peste care rezistența la oxidare scade. De exemplu numai grupele de oțeluri inoxiterme de tip 25—12 sau 25—20 au compozițiile cele mai raționale.

Oțelurile austenitice Cr-Ni de tip 25—20 (frecvent aliate și cu 1—2% Si) fiind rezistente la oxidare la cald pînă la 1 050°C în atmosferă ușor sulfuroasă (sub 3 g/m³) se utilizează pentru suporturi de supraîncălzitoare, schimbătoare și recuperatoare de căldură, elemente de cuptoare ce necesită concomitent și caracteristici mecanice ridicate (suporți de vatră, role, zale pentru benzi la cuptoarele continue), cuve de cementare sau recoacere, creuzete pentru băi de săruri, camere de combustie pentru turboreactoare și turbine cu gaze etc. Ele pot fi obținute prin forjare sau turnare.

Compoziția chimică, care variază în limitele 0,15—0,25% C; 24—27% Cr; 19—21% Ni; 1—2% Si, corespunde clasei structurale austenitice, stabilită pe baza suprapunerii valorilor găsite din relațiile de echivalențe pentru elementele alfagene și gamagene, pe diagrama structurală Schaeffler (fig. 1).

$$Ni_{echivalent} = \%Ni + 30 \cdot \%C + 0{,}5 \cdot \%Mn = 28\%$$

$$Cr_{echivalent} = \%\ Cr + \%\ Mo + 1{,}5 \cdot \%Si + 0{,}5 \cdot \%\ Nb = 28\%$$

Din diagrama de echilibru a sistemului ternar Fe-Cr-Ni- pentru o secțiune corespunzătoare unui conținut de 20% Ni (fig. 2) se observă că numai pentru un conținut de crom sub 10% există domenii bifazice. Pentru oțelurile complet

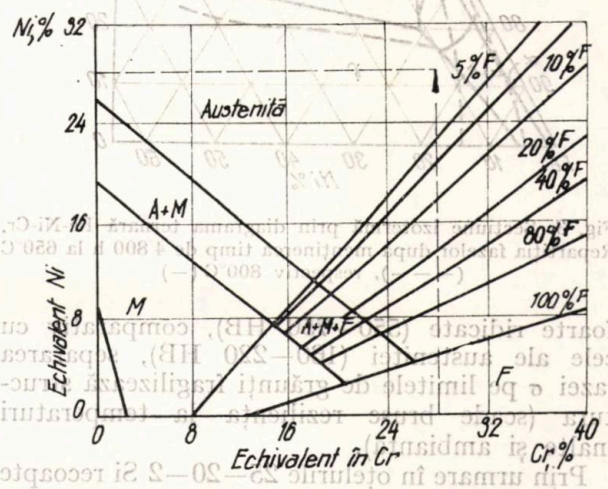


Fig. 1. Diagrama Schaeffler

austenitice cu 23—27% Cr și 20% Ni, între temperatura ambiantă și temperatura de topire singurele transformări posibile vor fi numai cele legate de precipitarea la răcire lentă (după forjare, turnare), respectiv redizolvarea la încăl-

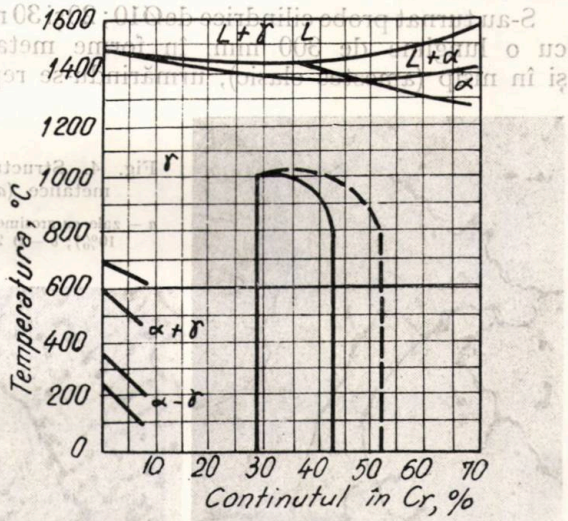


Fig. 2. Secțiune prin diagrama ternară Fe-Cr-Ni pentru 20% Ni

zire a carburilor aliate cu crom de tip $(Cr, Fe)_7C_3$ și $(Cr, Fe)_4$ C[$(Cr, Fe)_{23}C_6$] care pot conține pînă la 55% Fe. Deoarece cromul are o viteză

mică de difuzie, carburile sînt foarte stabile la temperaturi joase necesitînd, de asemenea, temperaturi ridicate pentru a fi trecute în soluție.

Pentru aceste oțeluri este posibilă și apariția fazei σ (Fe Cr) prin procese de îmbătrînire în intervalul 600—800°C (fig. 3). Avînd durități

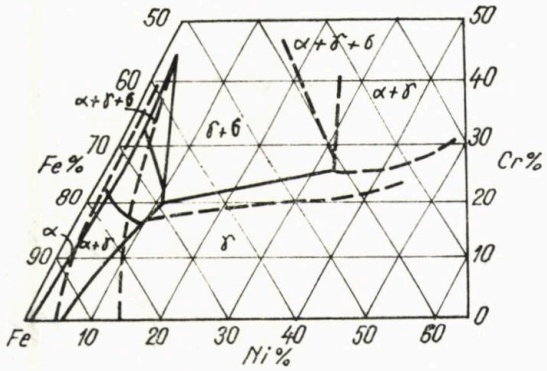


Fig. 3. Secțiune izotermă prin diagrama ternară Fe-Ni-Cr. Repartiția fazelor după menținerea timp de 4 800 h la 650°C (— — —), respectiv 800°C (—)

foarte ridicate (550—750 HB), comparativ cu cele ale austenitei (160—220 HB), separarea fazei σ pe limitele de grăunți fragilizează structura (scade brusc rezilienta la temperaturi înalte și ambiantă).

Prin urmare în oțelurile 25—20—2 Si recoapte sau utilizate în intervalul 500—900°C este posibilă apariția unor fenomene de fragilitate și scădere a rezistenței la coroziune, mai ales intergranular, din cauza separării fazei σ.

Metodica de lucru. Cercetările s-au efectuat pe o șarjă elaborată la Uzinele Vulcan într-un cuptor electric cu arc de 2,5 t, avînd compoziția din tabela 1.

S-au turnat probe cilindrice de Ø10; 20 și 30 mm, cu o lungime de 300 mm, în forme metalice și în nisip (amestec clasic), urmărindu-se reproducerea condițiilor concrete de răcire a diferitelor repere (sau grosimi de pereți) turnate.

Tabela 1

Compoziția chimică, %						
C	Si	Mn	Cr	Ni	S	P
0,24	2,0	1,5	25	20	0,03	0,03

S-au efectuat diferite tratamente termice:

— recoaceri de la 850°C/2h menținere, cu răcire dirijată pînă la 300°C cu 60°C/h;

— căliri de punere în soluție după turnare, de la temperaturile de 1 000; 1 050; 1 100; 1 150 și 1 200°C cu menținerea de 1—2 și, respectiv, 3 h, urmate de răciri în aer sau apă rece.

Rezultatele s-au verificat metalografic la un microscop Zeiss Neophot 2 (după atac cu reactiv Adler și Murakamy), prin măsurători de duritate, încercări mecanice (tracțiune) și încercări de refractaritate (conf. STAS 6855—69). Totodată s-au analizat direct zale din același oțel cu grosimea pereților de 3 mm, turnate în cochile, utilizate la cuptoare de tratamente termice cu bandă continuă, în stare inițială și după un număr mare de ore de funcționare.

Structura oțelului după turnare. Conform diagramei de echilibru (fig. 2) oțelul cu 25% Cr și 20% Ni se solidifică în intervalul 1 440—1 380°C cu formare de fază γ. În cursul răcirii ulterioare nu intervin tranfsormări de fază, astfel încît structura primară de turnare va conține austenită sub formă de grăunți grosolani cu aspect dendritic.

Din cauza microsegregației carbonului și în special a cromului, inter- și intradendritic, este posibilă separarea unor carburi de tip $Me_{23}C_6$.

Structura primară, respectiv mărimea grăunților, orientarea lor și gradul de neomogenitate chimică, va fi influențată radical de condițiile de turnare și solidificare. Astfel, la turnarea în

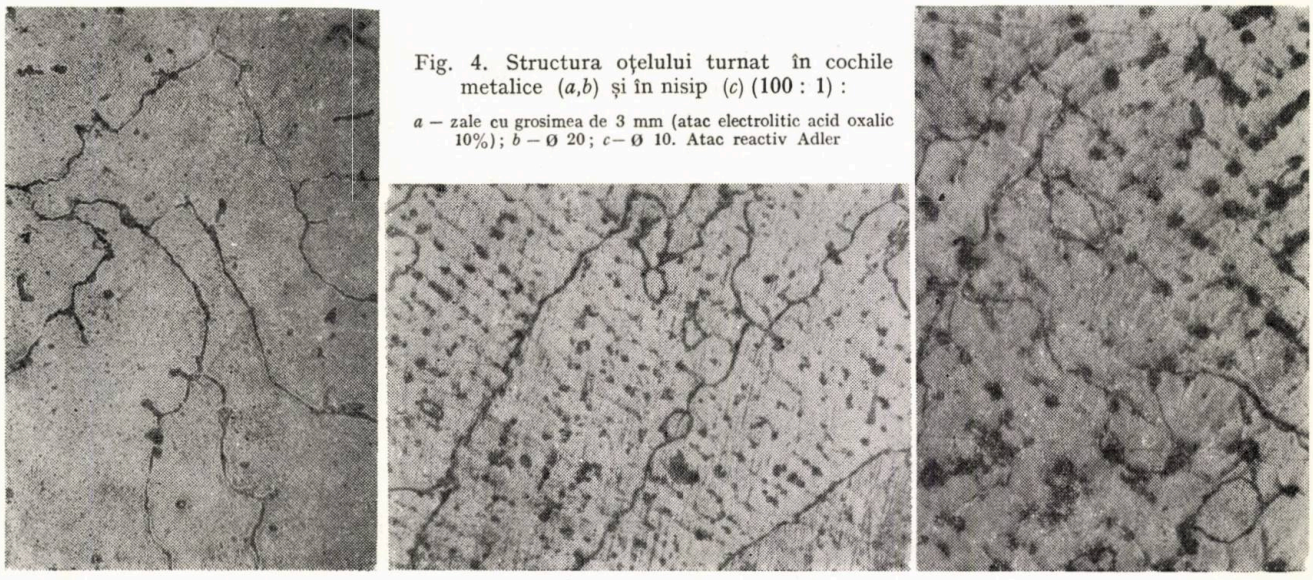


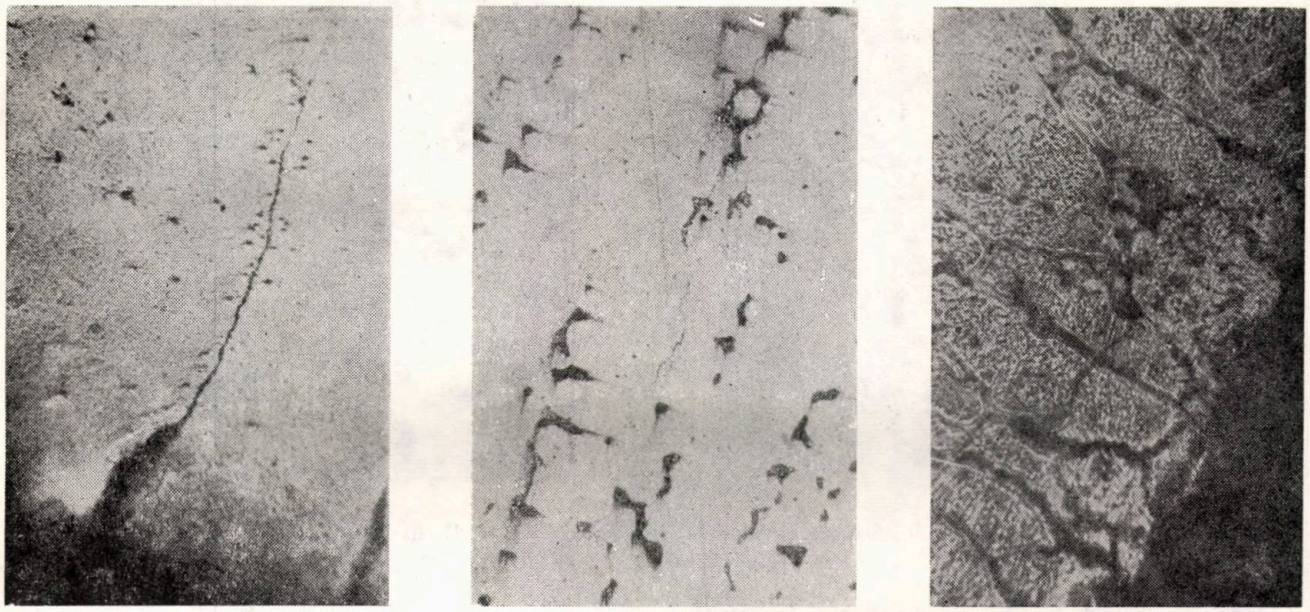
Fig. 4. Structura oțelului turnat în cochile metalice (*a*,*b*) și în nisip (*c*) (100 : 1):

a — zale cu grosimea de 3 mm (atac electrolitic acid oxalic 10%); *b* — Ø 20; *c* — Ø 10. Atac reactiv Adler

cochilă, datorită cristalizării instantanee, structura este mai fină, iar carburile separate mai ales în timpul răcirii după solidificare sînt plasate interdendritic, formînd o rețea discontinuă (fig. 4, *a* și *b*). Structura este cu atît mai omogenă, cu cît pereții piesei sînt mai subțiri, de asemenea pot apărea macle mecanice (de contracție) (fig. 4, *b*) și chiar fisuri, care se propagă în lungul limitelor fragilizate de prezența carburilor, provocate de tensiuni termice (fig. 5, *a*).

este necesară aplicarea unui tratament termic de înmuiere.

De obicei, conform recomandărilor din STAS 6855—69, în uzine se aplică imediat după turnare o recoacere la 850°C/2 h/răcire dirijată pînă la 300°C, apoi în aer, care urmărește concomitent și o detensionare a pieselor turnate. Acest tratament reprodus pe probele turnate de Ø 10, 20 și 30 mm conduce la o înmuiere accentuată (cca. 130 HV), explicată prin precipitarea mai completă



a b c

Fig. 5. Defecte de turnare (100 : 1) :
a — fisuri marginale (neatacat); *b* — microretasuri intercristaline (atac Vilella); *c* — coroziune intercristalină pronunțată amorsată de prezența microretasurilor (neatacat) apărută într-o zală după 100 h funcționare

De asemenea, din cauza solidificării bruște pot rămîne numeroase microretasuri intercristaline (fig. 5, *b*) care slăbesc coeziunea dintre grăunți și reprezintă amorse de coroziune prematură în timpul lucrului la temperaturi ridicate (fig. 5, *c*).

La turnarea în amestec de formare (fig. 4, *c*), chiar pentru probele foarte subțiri (Ø 10), intervine o segregație deosebit de accentuată, cu separări de carburi intradendritice, care subdivid grăuntele într-o rețea de sublimite.

Pentru același mediu de turnare structura este puțin influențată de grosimea probelor turnate (în limitele 3—30 mm studiate).

Duritatea oțelului turnat depinde mai ales de gradul de neomogenitate al austenitei, variind între 250 HV, pentru pereții foarte subțiri, și 350 HV, pentru probele de Ø 30 mm turnate în nisip.

Structura oțelului după turnare și recoacere. Deoarece după turnare duritatea oțelului este prea mare (300—350 HV), dacă în tehnologia piesei este prevăzută o prelucrare mecanică, a carburilor, concomitent cu formarea fazei σ (particule alungite pe limitele de grăunți).

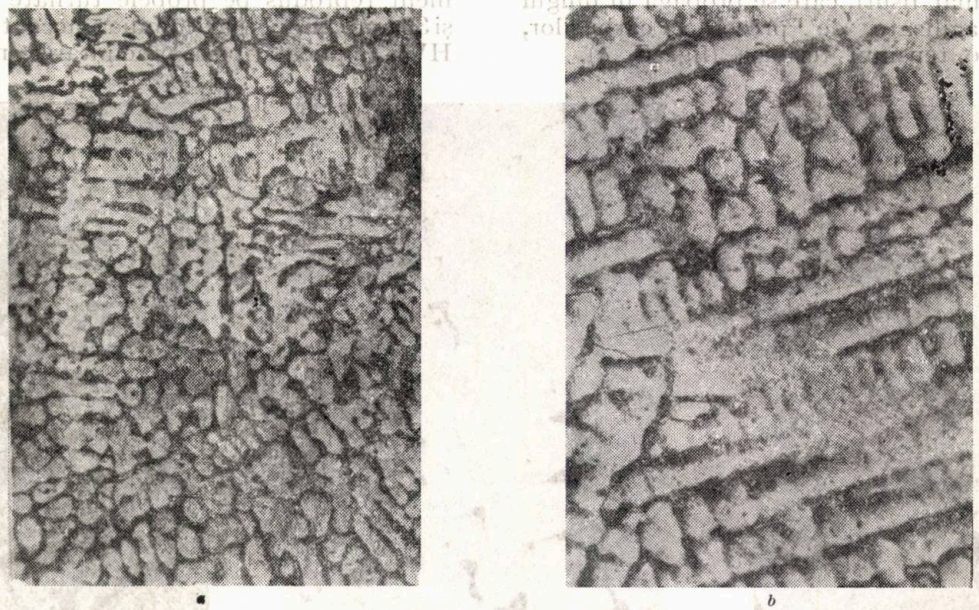
Structura primară grosolană, dendritică, rămîne nealterată, în schimb crește sensibil gradul de neomogenitate (fig. 6), ceea ce reduce caracteristicile de rezistență mecanică și de coroziune în atmosferă oxidantă. O astfel de structură corespunde din punct de vedere al prelucrabilității dar este neindicată cînd se impune o rezistență ridicată la oxidare la cald, întrucît cromul care conferă această stabilitate este scos din soluție sub limita admisă, contribuind la o coroziune precoce.

Structura oțelului după călirea de punere în soluție. Oțelul T20SNC250 trebuie supus tratamentului de călire de punere în soluție pentru a realiza o structură austenitică omogenă din punct de vedere chimic și structural.

Încălzirea trebuie efectuată la temperaturi ridicate (1 100—1 150°C) pentru înlăturarea segregațiilor intracristaline din structura de turnare și solubilizarea totală a carburilor. În felul acesta oțelul devine insensibil la coroziunea intercristalină, menținînd în soluție întreaga

cantitate de elemente de aliere necesară asigurării unei rezistențe ridicate la oxidare la temperaturi înalte.

Durata de menținere la călire, recomandată de literatura de specialitate, variază între 5 pînă la 60 min pentru piese cu grosimi între 1 și 25 mm.



a *b*

Fig. 6. Structura oțelului turnat și recopt (200 : 1) (atac Adler) : *a* — probă turnată în cochilă ; *b* — probă turnată în nisip

Răcirea de la temperatura de punere în soluție trebuie să fie rapidă — în aer sau apă (în funcție de dimensiunile pieselor) pentru fixarea în soluția solidă a carburilor care se pot separa în intervalul de temperatură 900—450°C.

Pentru a urmări în cazul oțelului 25—20 turnat în probe de diferite dimensiuni influența temperaturii și duratei de încălzire și a mediului de răcire asupra gradului de omogenizare a austenitei și a stabili, în acest fel, parametrii tehnologici optimi ai operației de călire, s-a folosit metoda călirii succesive în apă și aer :

— de la temperaturile de 1 000, 1 050, 1 100, 1 150 și 1 200°C ;

— pentru durate de menținere de 1, 2 și 3 h.

Tabela 2 redă condițiile concrete de lucru și rezultatele privind măsurătorile de duritate pentru fiecare stare.

Tabela 2

Temperatura de călire, °C	Durata de menținere, h				
	1	2	1	2	3
	Cochilă		Nisip		
1 000°C/apă	—	236	—	240	—
1 000°C/aer	—	227	—	256	—
1 050°C/apă	—	210	—	230	—
1 050°C/aer	—	221	—	210	—
1 100°C/apă	236	230	230	221	—
1 100°C/aer	—	206	—	206	—
1 150°C/apă	—	224	—	227	—
1 150°C/aer	—	215	—	210	—
1 200°C/apă	—	236	—	219	225
1 200°C/aer	—	218	—	206	207

Din examinarea microstructurilor din figurile 7, 8 și 9 se constată următoarele modificări structurale pentru fiecare temperatură de încălzire :

— la 1 000°C (fig. 7, *a* și 8, *a*) rețeaua de carburi de pe sublimitele intradendritice ale structurii de turnare începe să se destrame : precipitatele de carburi devin mai puțin numeroase și foarte fine (punctiforme).

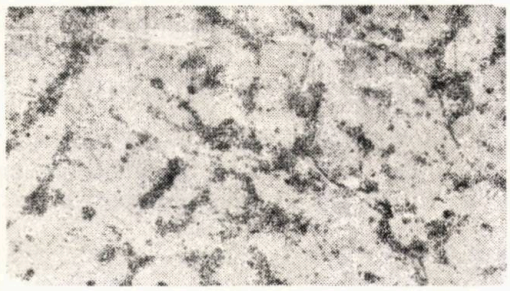
Structura inițială de turnare influențează gradul de solubilizare a carburilor și formarea structurii secundare, în sensul că pentru stările turnate în nisip — ca urmare a atenuării gradului de segregare intradendritică prin producerea mai completă a proceselor de difuzie în timpul răcirii lente—intrarea în soluție a carburilor este mai avansată, apărînd clar în unele zone grăunții poliedrici de austenită (fig. 7, *a*). Față de această modificare de structură descreșterea durității (tabela 2) este explicabilă ;

— la 1 050°C procesul de dizolvare a carburilor este și mai avansat, totuși în ansamblu structura este încă neomogenă ; durităților scad față de tratamentul precedent cu încă 30—40 unități HV, mai accentuat la stările răcite lent după turnare ;

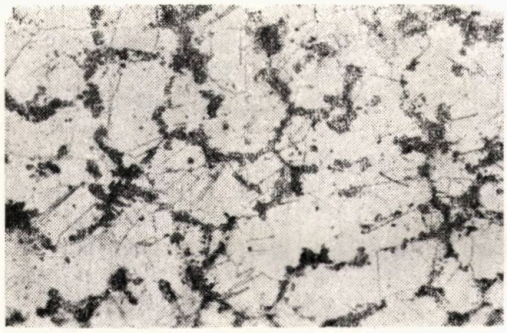
— la 1 100°C (fig. 7, *b*, 8, *b* și 9, *a*) pentru care s-a variat și timpul de menținere de la 1 la 2 h pentru a surprinde concomitent și influența cumulativă a duratei de menținere asupra etapelor de omogenizare a structurii se constată că :

a) între structurile de turnare în nisip sau cochilă practic nu mai apar diferențe ;

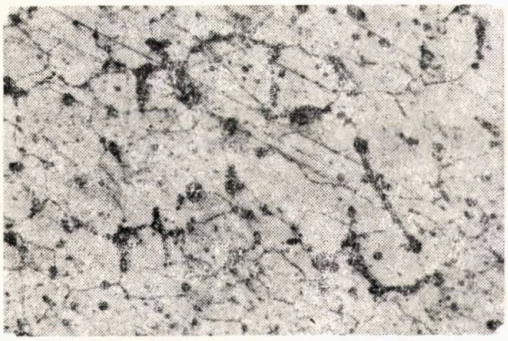
b) procesul de apariție a structurii secundare — poliedrii mici de austenită în interiorul dendritelor — devine evident numai după 2 h menținere, o dată cu intrarea masivă în soluție a carburilor intradendritice;



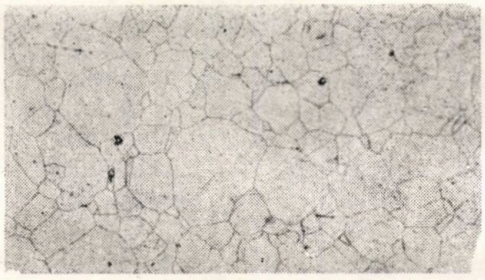
a



b



c



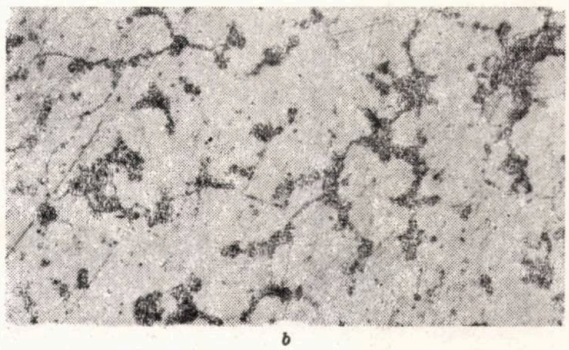
d

Fig. 7. Influența temperaturii de călire asupra structurii oțelului T20SNC250 turnat în nisip (menținere 2 h, răcire apă, probe Ø 20) (200 : 1) :
a – 1 000°C; *b* – 1 100°C; *c* – 1 150°C; *d* – 1 200°C

c) rețeaua de carburi este vizibil destrămată, totuși carburile sînt incomplet dizolvate, găsindu-se în cantitate mare pe limitele intradendritice;

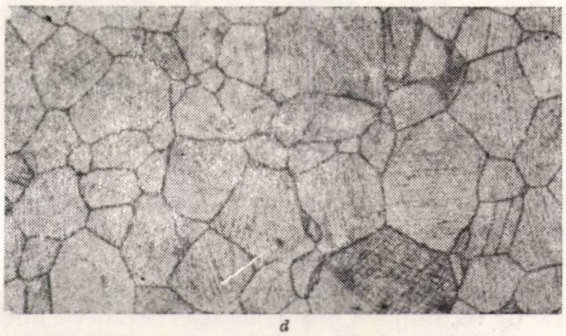
d) pentru răcirea mai lentă — în aer — pe limitele poliedrilor de austenită nou formați apar carburi fine, separate la răcirea mai lentă (fig. 9, *a*), avînd loc la temperaturi ridicate (în

a



b

c



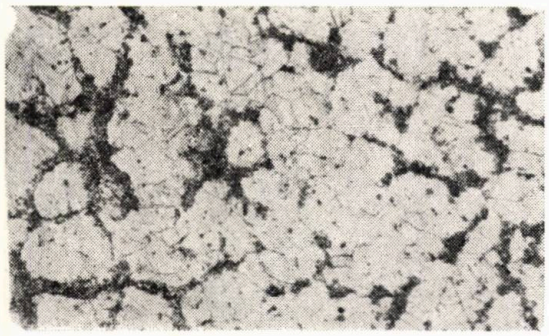
d

Fig. 8. Influența temperaturii de călire asupra structurii oțelului T20SNC250 turnat în cochilă (menținere 2h, răcire apă, probe Ø 20) (200 : 1) :
a – 1 000°C; *b* – 1 100°C; *c* – 1 150°C; *d* – 1 200°C

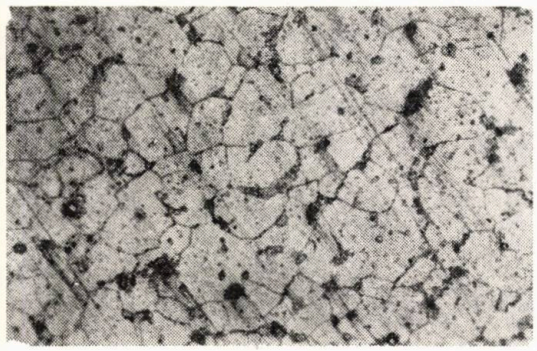
intervalul de 900—450°C), precipitarea este însoțită și de coalescența particulelor și deci de descreșterea ușoară a durității. Răcirea mai rapidă în

apă (fig. 8, *b* și 9, *b*) împiedică această precipitare de carburi secundare la răcire;

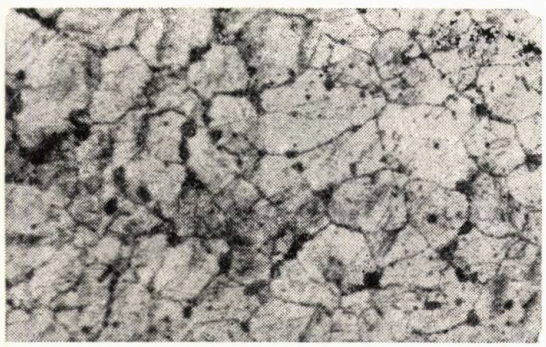
e) pe suprafețele grăunților secundari de austenită apar macle de recoacere, dar și macle mecanice ca urmare a tensiunilor termice provocate de răcirea rapidă în apă;



a



b



c

Fig. 9. Influența temperaturii de călire asupra structurii oțelului T20SNC250 (menținere 2 h, răcire aer) (200 : 1): *a* — 1 100°C; *b* — 1 150°C; *c* — 1 200°C

— la 1 150°C (tig. 7, *c*, 8, *c* și 9, *b*) procesul de omogenizare a austenitei este foarte avansat, practic terminat. Carburile rare rămase pe limitele de grăunți sînt globulizate. Dimensiunile grăunților cresc. Răcirea în aer produce o precipitare de carburi pe limitele și în interiorul grăunților; carburile sînt destul de mari—avînd în vedere temperaturile ridicate la care se formează — și determină o ușoară scădere de duritate față de stările călite în apă (10—20 unități HV).

Pentru oțelul turnat în cochilă și răcit în apă de la 1 150°C/2 h (tig. 8, *c*) se observă o granulație austenitică net mărită și prezența unui număr mai mare de macle de recoacere și macle mecanice, probabil din cauza efectelor cumulate ale dublei răciri rapide (după turnare și după călire):

— la 1 200°C (fig. 7, *d*, 8, *d* și 9, *c*) se constată:

a) un stadiu foarte avansat de dizolvare a carburilor, cele existente fiind foarte fine, uniform dispersate;

b) o creștere a grăunților de austenită cu atît mai mare, cu cît durata de menținere crește;

c) răcirea în apă evită reprecipitarea carburilor;

d) răcirea în aer facilitează o precipitare de carburi secundare grosolane pe limite;

e) valorile durităților se mențin apropiate de cele de la 1 150°C.

În concluzie la cercetările efectuate privind efectul temperaturilor, duratelor de menținere și mediului de răcire la călirea de punere în soluție rezultă:

— temperatura optimă de călire este de 1 150°C întrucît asigură pentru o durată minimă de menținere de 1 h (corespunzătoare cu cea propusă de literatură) o omogenizare chimică și structurală avansată a austenitei cu eliminarea totală a segregației chimice a structurii primare de turnare (indiferent de mediul de turnare) și deci a tensiunilor de turnare;

— se obține o structură poliedrică fină, maclată de austenită cu urme de carburi nedizolvate;

— se consideră că răcirea în aer, deși provoacă o reprecipitare de carburi pe limitele de grăunți, nu afectează sensibil rezistența la coroziune, întrucît la temperaturile ridicate la care se separă carburile se produc procese de difuzie care pot omogeniza compoziția chimică a soluției solide în zonele învecinate carburilor;

— utilizarea oțelului, astfel călit, la temperaturi ridicate de lucru (1 000—1 100°C) timp îndelungat nu va afecta caracteristicile structurale.

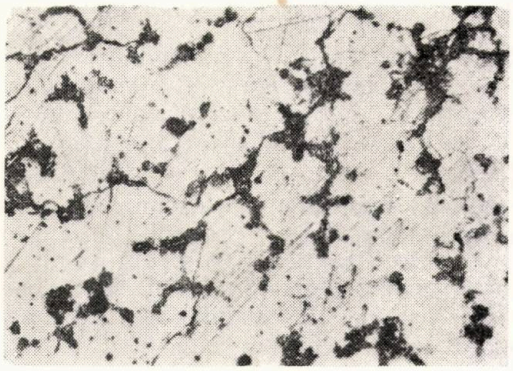
Structura oțelului după recoacerea prealabilă urmată de călirea de punere în soluție. Pentru a vedea efectul unei recoaceri prealabile asupra rezultatelor călirii—în cazul în care în tehnologia de fabricație s-ar prevedea o astfel de schemă suprapusă — probe de Ø 20 mm turnate în cochilă și nisip au fost recoapte (850°C/2 h, răcire dirijată) și apoi supuse la călire la 1 100°C/2 h/aer sau apă.

S-a constatat că prin recoacerea prealabilă, structura primară de turnare caracterizată de o mare neomogenitate chimică, cu separări masive de carburi și raza σ, se accentuează și se stabilizează, astfel încît călirea de punere în soluție nu mai este eficientă în limitele regimului aplicat direct după turnare. Astfel din figura 10 rezultă următoarele:

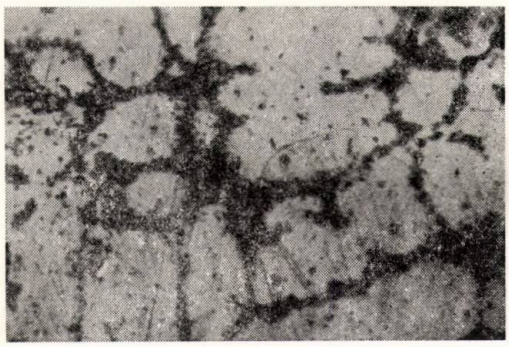
— nu apare deloc structura austenitică secundară;

— nu se solubilizează decît insensibil rețeaua de carburi;

— nu apar diferențe între comportarea oțelului turnat în cochilă și nisip sau între probele răcite în apă sau aer;



a



b

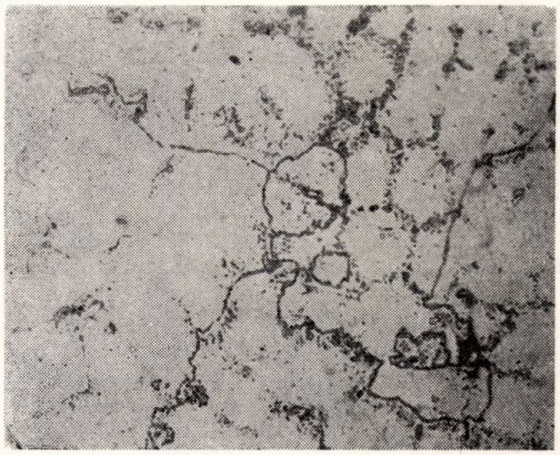
Fig. 10. Structura oțelului T20SNC250 turnat, recopt (850°C/2h/cuptor) și apoi călit 1 100°C/2h/apă (200 : 1):
a — turnat în cochilă; *b* — turnat în nisip

— durităților cresc pentru toate stările recoapte+călite, față de cele recoapte, ca urmare a redizolvării parțiale a unor carburi, dar tără a se ajunge la durităților corespunzătoare stării călite corect.

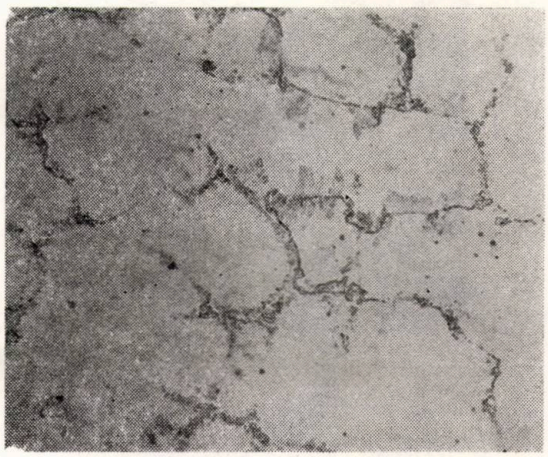
Prin urmare piesele astfel tratate nu vor realiza caracteristicile de rezistență mecanică și de coroziune scontate.

De exemplu, structura unor piese din oțel T20SNC250 utilizate timp îndelungat la 850—900°C, care prezentau o cantitate mare de precipitate de carburi aciculare și în rețea (fig. 12, *a*), nu a putut fi omogenizată total, nici prin încălziri la 1 300°C (în băi de săruri) urmată de răcire în apă.

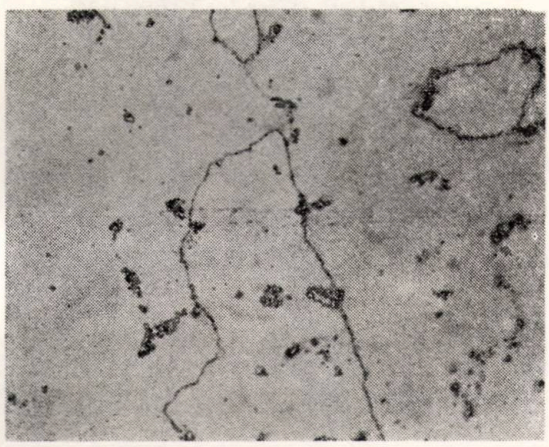
Structura oțelului după utilizare îndelungată la temperaturi ridicate. Pentru a verifica eficiența diferitelor tratamente termice aplicate s-au efectuat încercări de rezistență la coroziune la cald — probe de refractaritate (conform STAS 6855—69) — precum și observații structurale asupra probelor, pieselor care au lucrat timp îndelungat la diferite temperaturi de lucru în cuptoare de laborator sau industriale. Astfel, probele cilindrice de Ø 15 × 20 călite în prealabil 2 h de la 1 000, 1 050, 1 100, 1 150 și 1 200°C au fost strunjite, cîntărite și apoi menținute 10 h la 1 100°C și din nou cîntărite.



a



b



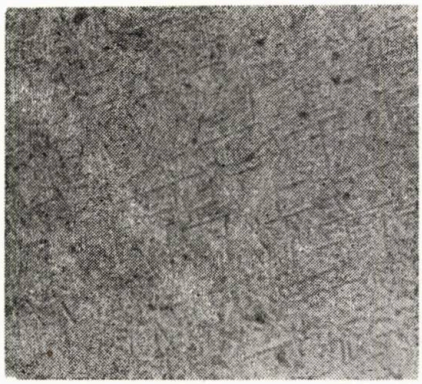
c

Fig. 11. Structurile oțelului T20SNC250 după menținere de 20 h la 850°C, după călire 2 h în apă la temperaturile de:
a — 1 100°C; *b* — 1 150°C; *c* — 1 200°C.
Atac reactiv Murakami (200 : 1)

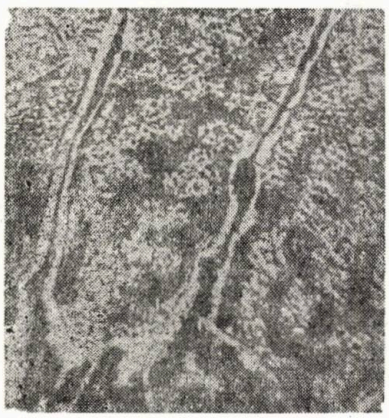
Rezultatele măsurătorilor (creşterile de greutate) redate în tabela 3 reflectă creşterea refractarităţii oţelului o dată cu creşterea temperaturii de călire ; aceasta este în concordanţă şi cu micrografiile reprezentate în figura 11 care arată o stabilitate structurală (cantitatea minimă de precipitate) din ce în ce mai mare, corespunzător creşterii temperaturii de călire, pentru probe de Ø 10, menţinute 20 h la temperaturi de lucru din intervalul critic în care se fragilizează oţelul (850°C).

Tabela 3

Tratamentul aplicat	G înainte de menţinere, g	G după menţinere, g	Creşterea în greutate, %	HV iniţial
1 000°/2h/aer	42,3534	42,4032	0,1175	251
1 050°/2h/aer	45,1218	45,19	0,151	210
1 100°/2h/aer	41,5114	41,6026	0,218	206
1 150°/2h/aer	44,7918	44,851	0,125	209
1 200°/2h/aer	45,6466	45,712	0,1385	206
Recoacere + călire	45,106	45,2215	0,26	185



a



b

Fig. 12. Structurile unor piese din oţel T20SNC250 utilizate timp îndelungat (~6 luni) la temperatura de 800—900°C : *a* — precipitări grosolane, aciculare şi în reţea de carburi şi faza σ (300 : 1) ; *d* — coroziune intercristalină în lungul reţelei de carburi (100 : 1)

La oţelurile austenitice în cursul utilizării îndelungate la temperaturi ridicate (peste 600°C) intervin modificări structurale importante : separarea carburilor, la început pe limitele grăunţilor, apoi şi în interiorul lor, sub formă de ace grosolane intersectate, cu aspect Widmanstätten (fig. 12, *a*).

Apare şi faza σ pe seama carburilor de crom precipitate iniţial care sărăcesc în crom matricea. Rezistenţa la oxidare începe să scadă. Peste 950°C carburile se redizolvă în soluţia solidă austenitică.

Deoarece separările de carburi sărăcesc în crom limitele, arderea se va propaga de-a lungul acestor limite de grăunţi (fig. 12, *d*) micşorînd caracteristicile de rezistenţă şi tenacitate ale oţelului. Apar fenomene de fragilizare care se adaugă la cele ce însoţesc formarea fazei σ.

Se formează straturi groase de oxizi la suprafaţă, concomitent cu propagarea oxizilor în profunzime.

În concluzie proprietăţile oţelurilor inoxiterme nu sînt determinate numai de compoziţia chimică, ci şi de microstructură. Sînt de preferat structurile monofazice — soluţii solide omogene cu grăunţi cît mai fini — deoarece fenomenul de oxidare preferenţială a limitelor este în acest fel mai dificil. Deci creşterea rezistenţei la oxidare la cald poate fi asigurată luînd măsuri de împiedicare a creşterii grunulaţiei la turnare, solidificare şi la temperaturi ridicate de utilizare.

Oţelul austenitic inoxiterm de tip T 20SNC250 turnat în piese poate fi utilizat în stare netratată termic (eventual numai o detensionare după turnare) numai dacă este turnat în cochile metalice, iar pereţii piesei au grosimi reduse (sub 10 mm).

Pentru îmbunătăţirea caracteristicilor mecanice şi de rezistenţă la oxidare la cald, concomitent cu asigurarea unei prelucrabilităţi ridicate prin aşchiere, singurul tratament termic eficient pentru piese cu pereţi groşi (turnaţi în cochile sau amestec clasic) este călirea de punere în soluţie (hipercălirea). Acest tratament este eficient numai pentru temperaturi de încălzire cuprinse în intervalul 1 150—1 200°C, cu durate de menţinere de cel puţin 2—3 h.

Răcirea poate fi efectuată în apă (călire propriu-zisă) pentru piese cu configuraţie simplă, sau chiar în aer (normalizare) pentru piese complicate, mari, mai greu de manipulat.

Se va evita utilizarea oţelului pentru repere ce lucrează la temperaturi cuprinse între 900 şi 450°C, întrucît în acest interval critic structura este instabilă, fenomenele de precipitare de carburi şi fază σ pe limitele de grăunţi fiind foarte pronunţate. Intervine foarte rapid procesul de fragilizare, piesele se degradează şi crapă prematur. Oxidarea şi arderea se propagă intens pe limitele grăunţilor, provocînd dislocarea grăunţilor.

Călirea prealabilă mărește refractaritatea oțelului chiar pentru utilizări la 850°C, dar numai pentru perioade scurte de menținere.

Nu se recomandă efectuarea călirii după o recoacere prealabilă la temperatura de 850°C (sau o utilizare la aceste temperaturi) deoarece structura de echilibru realizată este foarte stabilă (sînt necesare temperaturi de punere în soluție peste 1 200°C și durate mari de menținere). Pentru recondiționarea unor piese—dispozitive după utilizare îndelungată— se poate aplica o călire de punere în soluție care să asigure o oarecare redizolvare a carburilor și omogenizare a structurii.

Cunoașterea științifică a comportării oțelului la încălzire și răcire, aplicarea tratamentului termic corect, precum și evitarea prezenței unor defecte anterioare din turnare (microretasuri, fisuri etc.) în piesele turnate vor mări durabilitatea acestora, contribuind la o economie considerabilă de elemente de aliere scumpe și deficitare, manoperă, reducerea întreruperilor în exploatare etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Colombier L. și Hochmann J. *Aciers inoxydables, aciers réfractaires.* Paris, 1965.

[2] Himușin F. P. *Nerjaveiușcie stali.* Moscova, Metallurghizdat, 1967.

[3] * * * *Spravocinic metallovedenia i termiceskaia obrabotka*, vol. II.

[4] Repatz F. *Die Edelstähle.* Berlin.

[5] Pomey G. *Mémoires Scientifiques.* Revue de Métallurgie, 1959, p. 471.

Hubert Hilda and *Olteanu—Călin Margareta*

DC 669.14.018.8 ; 620.186 ; 621.785

Considerations regarding the microstructure and heat treatment of inoxitherm cast steel of 25—20 type

The intention of the work is the characterisation from the structural viewpoint, of inoxitherm steel of 25—20—2, cast in parts (grade T2OSNC 250, STAS 6855—69), corresponding to the various technological stages and experimented heat treatment conditions, for the purpose of improving the structures and implicit, the running characteristics of this steel.

The work has asserted itself as useful since now in our country this high alloy steel is made and widely used especially for devices, in heat treatment modern units, and the behaviour of steel to different heat treatments is not sufficiently known, these beeing selected in an empiric way.

References are also made to the causes of premature degradation of the equipment used at high temperatures, and recommendations are made for the increase of their durability in running.

RECENZII

Voronova N. A., Moghilevțev O. A. și Stein G. N. KACESTVO DOMENNOVO LITEINOVO CIUGUNA I PUTI EVO POVÎȘENIA (Calitatea fontei de furnal pentru turnătorie și căile de îmbunătățire a acesteia). Kiev, *Ukr NIINTI*, 1972, 53 pag., 10 tab., 28 fig., 27 surse bibliografice

Calitatea pieselor turnate este în strînsă dependență de natura încărcăturii și, în special, de calitatea fontei de primă fuziune (de furnal). Creșterea ponderii utilizării cuptoarelor cu inducție pune în special problema asigurării unor fonte de primă fuziune de calitate, respectiv cu un conținut scăzut de sulf, oxigen, incluziuni nemetalice și unele elemente ale compoziției chimice (Ti, Pb, As, Bi, etc.)

Prima parte a lucrării prezintă condițiile actuale impuse de către producția de piese turnate calității fontei de furnal, în special din punct de vedere al conținutului de sulf, al conținutului de carbon, caracteristicilor separărilor de grafit, a conținutului de gaze și de impurități, precum și o serie de măsuri ce pot fi luate pentru îmbunătățirea calității fontei din aceste puncte de vedere. O atenție deosebită se acordă sulfului și impurităților, acestea din urmă fiind împărțit, în trei grupe, analizîndu-se totodată căile de pătrundere a acestora în fontă, în timpul elaborării în furnal.

În cea de-a doua parte a lucrării sînt analizate posibilitățile de tratare a fontei în afara furnalului, în vederea rafinării acesteia. După o trecere în revistă a principalelor metode utilizate în U.R.S.S. și pe plan mondial, autorii prezintă, pe larg, o nouă tehnologie de tratare a fontei lichide cu magneziu praf, aplicată la uzina „Azovstal". Sînt prezentate, detaliat, instalația folosită, parametrii tehnologiei de rafinare, precum și rezultatele obținute. Trebuie remarcată desulfurarea puternică ($S < 0{,}01\%$), micșorarea conținutului de carbon, incluziuni și impurități, finisarea grafitului, degazarea fontei. În ultima parte a lucrării sînt prezentate domeniile de utilizare a fontei de furnal astfel rafinată, aceasta pretîndu-se în special la modificare în vederea obținerii fontelor cu grafit nodular cu proprietăți ridicate.

Lucrarea recenzată, prin tratarea unei probleme de larg interes pentru producția de piese turnate (fontă de primă fuziune de calitate superioară), poate interesa atît pe specialiștii ce lucrează în domeniul elaborării acestei fonte, cît și pe beneficiarii acesteia.

Ing. *I. Ripoșan*

Utilizarea energiei nucleare în siderurgie

Ing. Ov. Hătărăscu, ing. A. Alexandrescu,
ing. Paulina Rozolimo și ing. L. Dian
Institutul de cercetări metalurgice — București

CZ 621.039 ; 669.1

Dezvoltarea pe plan mondial a centralelor atomo-electrice de mare capacitate a permis obținerea energiei electrice la prețuri din ce în ce mai scăzute. Ca urmare, se poate trece la înlocuirea energiei calorice în diversele procese siderurgice cu energie electrică obținută de la o centrală nucleară. Această cale ocolită pentru folosirea energiei electrice este însoțită însă de o pierdere de energie de circa 60%. În aceste condiții atît pentru procesele din industria metalurgică, cît și pentru cele din industria chimică (sinteza amoniacului, acetilenei, metanolului etc.) pare mai logic să se ia în considerare folosirea energiei nucleare direct ca sursă de căldură [1].

Pentru realizarea acestui obiectiv se fac numeroase cercetări în multe țări din lume și în special în țările puternic dezvoltate industrial ca S.U.A., Japonia, U.R.S.S., Anglia, R. F. Germania, Franța etc. Este de notat că se preconizează construirea, în Japonia, a unei mari uzine siderurgice care va produce 10 mil. t oțel/an cu ajutorul a nouă cuptoare electrice de 300 t capacitate fiecare, alimentate cu pelete prereduse, care urmează să folosească energia nucleară ca sursă primară de energie. Soluția constructivă de producere a energiei calorice, dezvoltate de o centrală atomică utilizată în procesele metalurgice, este dată de reactoarele nucleare de temperatură denumite H.T.R. (High Temperature Reactor), H.T.G.R. (High Temperature Gas Reactor), A.V.R. (Arbeitsgemeinschaft Versuchs Reaktor) etc.

Reactorul nuclear trebuie să asigure toate condițiile necesare realizării și întreținerii reacției de fisiune în lanț, care se poate scrie astfel [2], [3]:

$$U_{235} + n_t \rightarrow F_1 + F_2 + \nu \cdot n_v + \gamma + Q,$$

unde:

U_{235} — uraniu — 235 reprezintă material combustibil;
n_t — material de control;
$F_1 + F_2$ — materiale de acoperire și de structură;
$\nu \cdot n_v$ — material moderator;
γ — material de protecție;
Q — material pentru răcire.

Conform acestei relații fluxul de neutroni rezultat din reacția de fisiune a combustibilului nuclear este preluat de materialele de acoperire, moderatoare, de protecție și de răcire. Reglajul fluxului de neutroni și deci și cel al puterii reactorului se face cu ajutorul materialelor de control.

Ca materiale combustibile se folosesc în practică, în afara uraniului — 235, următoarele: Th_{232}, U_{233}, Pu_{239} etc.

Rezultatul principal, din punct de vedere energetic, al funcționării reactoarelor nucleare este căldura care apare în procesul de frînare a fragmentelor de fisiune, de încetinire și de absorbție a neutronilor. În majoritatea cazurilor această căldură este preluată de materialele pentru răcire Q care sînt substanțe fluide (lichide sau gazoase).

În principiu reactorul constă dintr-o parte centrală, numită zonă activă, în care are loc fisiunea în lanț și un înveliș exterior care constituie ecranul de protecție contra radiațiilor. Zona activă conține materialul combustibil și moderatorul și este traversată de agentul de răcire care preia căldura degajată și o transportă la schimbătorul de căldură. În zona activă mai intră de asemenea și materialul de control, materialele de acoperire și de structură. Ecranul de protecție este, cum s-a arătat mai sus, executat din materiale în general solide.

Din scurta prezentare a problemelor legate de producerea energiei atomice rezultă că o centrală nucleară dispune de o energie primară, produsă în urma reacțiilor de fisiune, sub formă de energie calorică care în prezent este de cele mai multe ori transformată în energie electrică. Reactoarele de temperatură aflate în funcțiune sau în construcție oferă o temperatură maximă de 750°C care permite o utilizare limitată a acesteia în procesele siderurgice (uscarea minereurilor, preîncălzirea gazelor reducătoare utilizate în unele procedee de reducere directă, conversia metanului cu vapori de apă).

Posibilități mai largi de utilizare în siderurgie a căldurii produse în reactoarele nucleare sînt oferite de reactorul experimental ce funcționează la Jülich (R. F. Germania) care asigură o temperatură a fluidului de răcire, la ieșirea din reactor, de circa 850°C. Se așteptă ca în următorii ani să se atingă temperaturi de 1 200°C, contîndu-se în mod cert pe temperaturi de 1 100°C. În aceste condiții domeniile de utilizare în industria siderurgică se lărgesc. Ca urmare, în etapa actuală, poate fi luată în considerare construirea unei centrale atomice integrate. Pentru a stabili în mod rațional

folosirea căldurii furnizate de această centrală este necesar a se face o analiză succintă a principalelor procese siderurgice. Analizînd condiţiile în care se desfăşoară anumite procese din siderurgie, căldura obţinută de la un reactor nuclear nu este suficientă în cazul aglomerării minereurilor la care temperatura de sinterizare este de 1 300—1 450°C. Acelaşi lucru poate fi spus şi în cazul procesului de durificare a peletelor în care se ating temperaturi de 1 350°C. Totuşi în cazul în care centrala atomică va putea furniza curent electric suficient de ieftin, folosirea lui în aceste procese poate fi luată în consideraţie. Tot în această direcţie ar putea intra în discuţie ideea încălzirii electrice a creuzetului furnalului în vederea obţinerii unui consum specific de cocs mai redus.

Mai interesante şi cu mari posibilităţi de aplicare în industrie sînt cercetările efectuate în domeniul utilizării căldurii provenite dintr-un reactor de temperatură înaltă la procesul de conversie a metanului cu vapori de apă, pentru care o temperatură de 800°C este suficientă. În urma acestei reacţii se obţine un amestec de CO şi H_2 capabil de a fi introdus pe la baza cuvei unui furnal. Acest procedeu reprezintă o posibilitate de viitor în vederea reducerii consumului specific de cocs cu circa 25—30% şi a creşterii productivităţii furnalului [4].

În figura 1 se prezintă o schemă de utilizare a energiei nucleare la insuflarea gazelor reducătoare în furnal. Este de aşteptat ca la producerea gazelor reducătoare din gaz metan, folosirea energiei nucleare să permită scăderea cheltuielilor de producţie cu circa 30—40%.

Poate fi, de asemenea, luată în discuţie şi ideea de a utiliza energia electrică de natură atomică la elaborarea şarjelor în furnal electric sau utilizarea căldurii provenite din reactorul nuclear la preîncălzirea încărcăturii, fapt care ar conduce la o reducere cu 15—20% a necesarului de energie electrică.

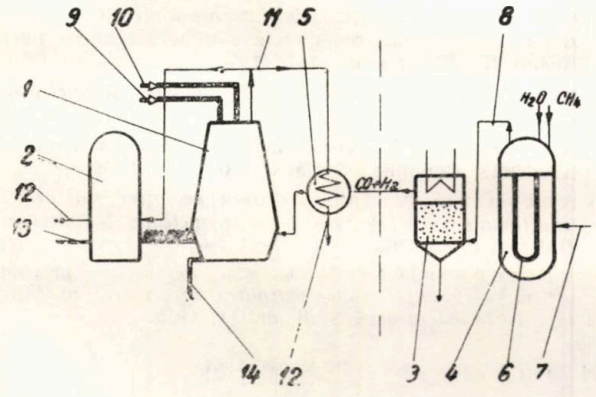


Fig. 1. Schema de utilizare a energiei nucleare la insuflarea gazelor reducătoare în furnal:

1—furnal; *2*—preîncălzitor de aer; *3*—spălare CO_2 cu instalaţie de răcire; *4* — convertor pentru metan (sau produse petroliere); *5* — preîncălzitor de gaz; *6* — catalizator; *7* — căldura nucleară; *8* — gaz reducător; *9* — cocs; *10*—minereu + adaosuri; *11*—gaz de furnal; *12*—gaz spre exterior; *13*—aer; *14* — fontă + zgură

Cel mai important domeniu de utilizare a căldurii provenite de la reactoarele nucleare de temperatură îl oferă procedeele de reducere directă, în care agentul reducător este gazos. Este cunoscut că pentru obţinerea gazelor reducătoare pe baza conversiei catalitice a metanului cu vapori de apă sau oxigen sînt suficiente temperaturile de 800—850°C, care pot fi obţinute la reactoarele nucleare aflate în prezent în funcţiune. Preîncălzirea, în continuare, a gazelor reducătoare, înainte de introducerea lor în cuptorul de reducere, poate fi făcută folosind o parte din gazele evacuate din cuptor. Pentru procesele de reducere directă în strat fluidizat, unde temperatura nu trebuie să depăşească 750°C, datorită pericolului de aglomerare a particulelor de fier, preîncălzirea gazelor reducătoare poate fi făcută, de asemenea, cu căldura furnizată de reactorul nuclear.

Deoarece aspectele utilizării căldurii nucleare în domeniul procedeelor de reducere directă comportă o analiză mai aprofundată, ele vor face obiectul unui articol viitor.

Perspectivele folosirii energiei nucleare în siderurgie depind în final de o serie de aspecte economice. Mărimea cheltuielilor maxime admise, raportate la unitatea de energie termică (1 Gcal), obţinute de la reactorul nuclear, se determină din următoarea relaţie [5]:

$$C^r_{max.} = C^g(\eta^r/\eta^g) - C^r_{\text{suplimentar.}} \qquad (1)$$

unde:

C^g reprezintă cheltuielile rezultate din procurarea şi transportul gazului la sectorul de consum;

η^r — randamentul de transport şi utilizare a energiei termice a reactorului nuclear;

η^g — randamentul de transport şi utilizare a gazului metan;

$C^r_{suplimentar}$ — cheltuielile suplimentare la transportul purtătorului de căldură de la reactor la consumator în raport cu cheltuielile realizate la transportul şi utilizarea gazului metan.

Din această relaţie se vede că nu este suficientă condiţia $C^r \leqslant C^g$ în aprecierea variantei economice de înlocuire a utilizării gazului metan cu folosirea energiei termice provenite de la reactorul nuclear, ci trebuie să se ţină seamă şi de raportul dintre randamentul de transport şi utilizare a energiei termice a reactorului nuclear şi randamentul de transport şi utilizare a gazului metan.

Este interesantă determinarea eficienţei economice relative a utilizării reactoarelor nucleare în alimentarea uzinelor metalurgice cu energie electrică. Drept bază de comparaţie poate fi luată schema de alimentare cu energie termică provenită din utilizarea gazului metan şi energie electrică de la o centrală atomo-elec-

trică (CAE). În acest caz mărimea cheltuielilor maxime admise pentru obținerea energiei termice într-un reactor nuclear (C^r_{max}) va depinde atît de factorii arătați, cît și de cheltuielile legate de obținerea și transmiterea energiei

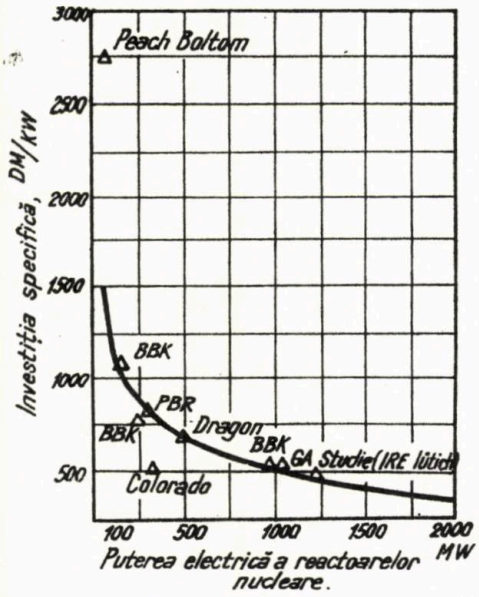


Fig. 2. Variația investiției specifice în funcție de capacitatea reactoarelor nucleare

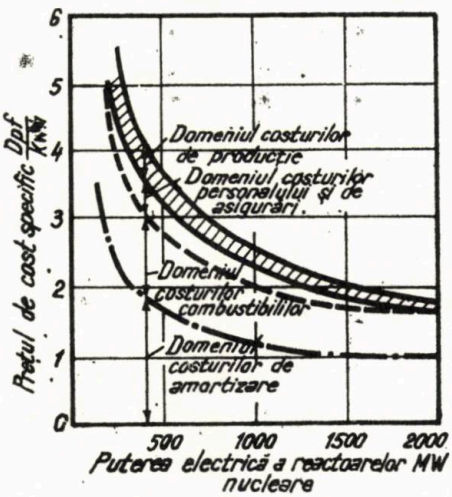


Fig. 3. Variația prețului de cost al energiei produse în funcție de capacitatea reactoarelor nucleare

electrice de la reactorul nuclear al uzinei. Prin urmare relația devine :

$$C^r_{max.} = \left(C^g \frac{\eta^r}{\eta^g} - C^r_{suplimentar} \right) + \frac{\eta^r}{0{,}086} \left(\frac{C^{CAE}_e}{\eta^{CAE}_e} - \frac{C^r_e}{\eta^r_e} \right), \qquad (2)$$

unde :

C^{CAE}_e reprezintă cheltuielile obținute la producerea și transmiterea energiei electrice de la CAE ;

C^r_e — idem, pentru instalația reactorului ;

η^{CAE}_e — randamentul de transmitere și utilizare a energiei electrice în cazul centralelor atomo-electrice ;

η^r_e — idem, în cazul reactorului ;

0,086 — coeficientul de transformare a unității de energie electrică în unitate de căldură.

Așa cum se poate vedea cheltuielile maxime admise în cazul utilizării reactorului atît ca sursă de energie termică, cît și electrică vor fi ceva mai mici. Unele estimări făcute în prezent arată că prețul de cost al căldurii și al curentului electric de origine nucleară ar putea fi mai mic decît prețul căldurii sau energiei electrice folosind metodele curente. Ca atare posibilitatea utilizării căldurii rezultate din reactoarele nucleare poate deveni rentabilă și în cazul utilizării acesteia la cuptoarele electrice ca sursă de energie termică convertibilă în energie electrică.

În legătură cu prețul de cost al energiei furnizate de reactoarele de temperatură înaltă, este de așteptat ca în viitor acesta să fie din ce în ce mai mic pe măsură ce va crește puterea reactoarelor nucleare. După cum se poate vedea din figurile 2 și 3 atît investițiile specifice necesare construirii unei centrale atomice, cît și cheltuielile pentru producerea energiei nucleare sînt într-o continuă scădere odată cu creșterea capacității reactoarelor nucleare.

BIBLIOGRAFIE

[1] A s t i e r J. ș.a. *Aspecte energetice ale procedeelor de prereducere și diversele filiere de elaborare a oțelului.* Simpozionul pentru reducerea directă a minereurilor de fier, București, 18—23 septembrie, 1972.

[2] L i n d n e r H. *Elemente de fizică atomică și nucleară.* București, Editura tehnică, 1962.

[3] M a x i m I. V. *Materiale nucleare.* București, Editura Academiei Republicii Socialiste Ronânia, 1969.

[4] A n t o n i o l i A. *Ipoteze asupra evoluției siderurgiei tradiționale prin folosirea energiei nucleare.* Metallurgia Italiana, nr. 2, 1971.

[5] V o s c o b o i n i c o v V. G. ș.a. *Perspective privind utilizarea energiei termice obținute în reactoarele nucleare la uzinele siderurgice.* Stali, nr. 11, 1972.

Hătărăscu Ov., Alexandrescu A., Razolimo P. and *Dian L.*

DC 621.039 ; 669.1

Nuclear energy in the iron and steel industry

The paper briefly presents the existing possibilities of using nuclear energy in the iron and steel industry as well as the prospects in this domain alongside with the development on the world scale of the nuclear technology. In this respect a great attention is paid to the economic aspect of the nuclear energy utilization under the conditions of the existing nuclear technology and from the point of view of that scheduled in the specialized studies for future.

Ing. Grünfeld N. şi ing. E. Abramovici
Institutul pentru proiectări de secţii şi uzine de laminoare — Bucureşti

Consideraţii asupra factorilor care determină consumul de tablă cositorită*)

CZ 669.685.5 ; 339.44

Tabla cositorită se utilizează cu preponderenţă în industria alimentară, în special pentru confecţionarea ambalajelor destinate conservelor. Publicaţia franceză „Le fer blanc en France et dans le monde en 1971" apreciază că pentru ambalarea produselor alimentare în S.U.A. s-au folosit între 1969 şi 1971 între 87 şi 88% din totalul producţiei de tablă cositorită, restul fiind folosit pentru ambalarea vopselelor şi lacurilor, a uleiurilor minerale şi antigel, precum şi la ambalajele aerosoli.

Această folosire exclusivă în domeniul alimentar se datorează faptului că staniul este socotit practic necorodabil faţă de produsele alimentare şi faţă de mediile care intervin în conservarea alimentelor. În ceea ce priveşte domeniile de utilizare în industria alimentară acestea variază de la ţară la ţară în funcţie de necesităţile şi tradiţiile fiecăreia. Astfel după aceeaşi publicaţie citată, în S.U.A. circa 40% din totalul tablei cositorite se foloseşte pentru ambalarea băuturilor, în timp ce în Franţa doar circa 7% se foloseşte în acest scop, iar în Italia, doar 2,8%.

În ultima perioadă de timp s-au declanşat cercetări susţinute pentru găsirea unor înlocuitori ai tablei cositorite. Acest fenomen se datorează în special faptului că rezervele industriale de cositor au scăzut.

Astfel revista franceză „Actualités Industrielles Lorraines" nr. 138/1972 apreciază epuizarea rezervelor de cositor mondiale în ultimii 17 ani. Un raport al O.N.U., prezentat la Conferinţa interregională de la Port-au-Prince, apreciază totalitatea resurselor materiale de cositor la 18 mil.t. Raportînd la consumul actual de circa 250 000 t/an, rezervele mondiale ar putea asigura necesarul timp de circa 70 ani, după această estimare.

Cercetările întreprinse nu au găsit încă un înlocuitor care să aibă calităţile tablei cositorite şi anume:

— protecţia anticorosivă în majoritatea mediilor alimentare;

— rezistenţa mecanică şi calorică bună;

— prelucrabilitate uşoară,

ci au dezvoltat aplicarea diverselor materiale de înlocuire în domenii specifice fiecăruia.

Astfel aluminiul este utilizat cu precădere în ambalarea băuturilor carbonatate şi a berei, în ambalarea brînzeturilor, a ciocolatei etc.; sticla este utilizată la ambalarea lichidelor; cartonul plat şi hîrtia, în ambalarea produselor farmaceutice şi chimice, iar materialele plastice, pentru ambalarea diverselor băuturi. Ultimele cercetări au dus la apariţia unor materiale de ambalare mixte ca de exemplu din hîrtie şi material plastic sau folii de aluminiu şi material plastic etc.

Departe de a găsi un înlocuitor eficient al tablei cositorite, cercetările au reuşit să lanseze totuşi tabla cromată, singurul produs care înlocuieşte în multe domenii tabla cositorită.

Din punct de vedere tehnologic există două procedee de acoperire: prin imersiune la cald; prin procedeul electrolitic.

Al doilea procedeu a luat o dezvoltare foarte mare în ultimii ani, astăzi practic 90% din producţia de tablă cositorită realizîndu-se pe cale electrolitică.

Producţia mondială de tablă cositorită în anii 1966 şi 1970—1972 este redată în tabela 1,

Tabela 1

	U.M.	1966	1970	1971	1972
Total mondial					
din care	mii t	10 904	13 022	12 802	12 338
— prin procedeul electrolitic	mii t	10 025	12 724	12 557	11 961
— % faţă de total	mii t	91,9	97,7	98,1	96,9

fiind redată de asemenea şi producţia mondială de tablă cositorită prin procedeul electrolitic.

Consumul de tablă cositorită. Tabla cositorită este singurul produs siderurgic, considerat ca „bun de consum zilnic", dată fiind utilizarea sa aproape exclusivă în industria agroalimentară. Din acest motiv, consumul de tablă cositorită este menţinut relativ constant, nefiind influenţat de variaţiile conjuncturale ale pieţei de produse siderurgice. Ca urmare, spre deosebire de celelalte produse siderurgice, determinarea consumului de tablă cositorită al unei ţări prin raportarea sa la producţia şi/sau consumul de oţel — global sau pe categorii de produse — nu duce întotdeauna la aprecieri realiste.

Consumul mondial de tablă cositorită în anii 1966, 1970 şi 1971 este redat în tabela 2.

Consumul de tablă cositorită înregistrează deci în ţările socialiste ritmuri de creştere anuale de circa trei ori mai mari decît în ţările capitaliste şi de circa 2,5 ori mai mari decît media mondială.

*) În contextul prezentului articol prin noţiunea tablă cositorită se înţelege atît tablele, cît şi benzile cositorite.

Tabela 2

	U.M.	1966	1970	1971	Ritm mediu anual de creştere
Total mondial	mii t	10 867	12 680	12 755	3,3
din care :					
Ţări socialiste	mii t	700	839	1 028	8,2
Ţări capitaliste	mii t	10 167	11 841	11 727	1,6

Consumurile de tablă cositorită pe locuitor în lume şi în principalele ţări consumatoare sînt redate în tabela 3 [1].

Tabela 3

Ţara	kg/locuitor		
	1961	1970	1971
Total mondial	3,1	3,6	3,5
Belgia +Luxemburg	7,5	8,1	8,1
Franţa	6,2	8,9	9,4
R. F. Germania	7,1	9,4	9,1
Olanda	13,4	20,0	18,7
Italia	5,0	9,2	8,0
Spania	2,6	7,7	7,2
Anglia	11,7	15,9	16,9
S.U.A.	25,8	25,5	23,4
Canada	17,9	18,4	21,0
Japonia	4,6	8,1	8,6
Australia	10,3	22,4	24,8

Se observă că gama de variaţie a consumului pe locuitor este foarte mare, chiar şi între ţările cu consumuri depăşind media mondială (între 5 şi 25 kg pe locuitor).

Raportul la conferinţa „Interpack" 1973, publicat în revista Blech nr. 7, iulie, 1973, arată că specialiştii occidentali sînt de acord că nivelul atins de S.U.A. (circa 25 kg/locuitor pe an) reprezintă un plafon optim. Se prognozează de asemenea ca şi celelalte state capitaliste, care astăzi sînt încă la o distanţă mare de acest nivel, să-l atingă cît mai curînd. În acelaşi raport menţionat se arată că în 1980 R.F.G. va ajunge la 15,5 kg/locuitor, urmînd ca pînă în 1990 să ajungă la cifre apropiate de plafonul optim.

Se prognozează de asemenea creşterea consumului de tablă cositorită şi în ţările slab dezvoltate.

Cutia de tablă cositorită oferă un mod de depozitare igienic şi pe o perioadă îndelungată, ceea ce pentru statele slab dezvoltate (care în general au o climă variabilă cu perioade lungi în care accesul în unele zone se îngreuiază sau se întrerupe) reprezintă posibilitatea de a avea un stoc de alimente ce poate fi utilizat apoi la nevoie.

Factorii determinanţi. Găsirea unei relaţii care să determine consumul de tablă cositorită, funcţie de un factor reprezentativ al dezvoltării ţării respective, a dus la raportarea consumului pe locuitor faţă de venitul naţional pe locuitor. S-a ales acest indicator ca bază de raportare deoarece el reprezintă stadiul de dezvoltare al unei ţări şi totodată indică nivelul de trai al populaţiei.

În tabela 4 se indică consumul de tablă cositorită pe locuitor şi venitul naţional pe locuitor, realizate în perioada 1968—1972 în 25 de ţări [3]. S-au efectuat mediile realizate în această perioadă, iar valorile corespunzătoare s-au înscris pe grafic.

Repartiţia punctelor a dus la împărţirea graficului în două domenii :

— Ţări cu un venit naţional pe locuitor mai mic de 1 000 $. Din cele 25 de ţări analizate, în această grupă intră : India, Brazilia, Filipine, Mexic, Argentina, Portugalia, Grecia, Spania, Venezuela. Pentru toate aceste ţări s-a trasat o curbă pe baza metodei celor mai mici pătrate a cărei ecuaţie este :

$$y = 0{,}00812\,x$$

unde : x se exprimă în $/locuitor şi
y în kg tablă cositorită/locuitor.

Eroarea medie pătratică a acestei curbe este de 0,284 kg/locuitor.

Ce indică această curbă ? În ţările în care venitul naţional mediu pe locuitor este mai scăzut de 1 000 $ consumul de tablă cositorită pe locuitor are valori mici şi creşte proporţional cu creşterea venitului naţional. Este de remarcat faptul că această creştere nu depinde de profilarea industrială sau agricolă a ţării.

— Ţări cu venit naţional pe locuitor mai mare de 1 000 $. Pentru ţările care intră în această grupă (Olanda, Australia, S.U.A., Anglia, Danemarca, Canada, Japonia, Italia, Belgia + Luxemburg, R.F. Germania, Franţa, Austria, Finlanda, Norvegia, Elveţia, Suedia) nu se poate trasa o singură curbă, date fiind marile diferenţe de structură a economiei acestor ţări.

Însăşi repartiţia punctelor duce la trasarea a trei curbe diferite :

— Curba *A* este curba caracteristică ţărilor în care agricultura aduce un aport important la produsul intern brut. În toate aceste ţări (Olanda, Australia, S.U.A., Danemarca, Canada) excepţie făcînd doar Anglia, partea care revine agriculturii din produsul intern brut, raportat la locuitor, este mai mare de 130 $/locuitor.

Ecuaţia acestei curbe este :

$$y = 0{,}00365\,x + 10{,}8$$

unde : x se exprimă în $/locuitor şi
y în kg tablă cositorită/locuitor.

Curba a fost trasată prin metoda celor mai mici pătrate, iar eroarea medie pătratică a acestei curbe este de 0,69 kg/locuitor.

— Curba *B* este caracteristică ţărilor în care agricultura deţine o pondere medie în totalul produsului intern brut. Astfel în Japonia, Italia, Belgia + Luxemburg partea care revine agriculturii din totalul produsului intern brut, raportată la numărul de locuitori, este de

Tabela 4

Țara	Consum de tablă cositorită pe locuitor, kg/loc.					Venitul național, $/loc.				
	1967	1968	1969	1970	Medie	1967	1968	1969	1970	Medie
Belgia + Lux(BL)	8,95	8,85	11,00	12,00	10,20	1848	1956	2162	2406	2092
Franța (F)	8,15	8,20	9,25	9,25	8,70	2105	2293	2525	2606	2380
R.F.G. (D)	8,65	9,20	10,10	10,40	9,60	1844	2005	2251	2698	2200
Italia (I)	6,55	6,10	7,30	7,80	6,90	1228	1317	1441	1587	1392
Olanda (NL)	17,20	19,20	19,90	20,50	19,20	1663	1793	1978	2158	1898
Anglia (GB)	14,50	15,30	17,20	16,70	15,90	1848	1720	1826	1998	1845
Austria (A)	2,70	3,15	3,20	3,75	3,20	1332	1407	1548	1728	1504
Spania (E)	6,00	6,15	8,35	7,40	6,97	772	737	802	889	800
Suedia (S)	7,75	8,90	9,80	10,25	9,20	2942	3110	3358	3695	3270
S.U.A. (USA)	26,00	27,10	23,20	25,10	25,35	3661	3898	4137	4274	3992
Japonia (J)	6,30	6,00	7,10	7,95	6,80	1050	1231	1410	1658	1330
Canada (CND)	18,30	20,50	19,70	22,70	20,30	2609	2810	3068	3214	2924
Australia (AUS)	20,70	18,70	20,70	22,50	20,65	2036	2254	2434	....	2241
Argentina (RA)	4,32	4,75	4,30	4,25	4,40	762	811	914	....	622
Brazilia (BR)	2,47	2,52	2,60	3,00	2,65	266	286	296	341	297
Filipine (Pl)	2,37	2,42	2,22	2,72	2,43	255	297	331	342	306
India (IND)	0,26	0,28	0,23	0,31	0,27	82	81	88	....	83
Mexic (MEX)	2,46	2,90	3,33	3,70	3,10	499	543	580	632	563
Danemarca (DK)	15,80	16,60	17,90	20,20	17,60	2299	2321	2628	2875	2530
Finlanda (SF)	2,60	2,60	2,22	2,50	2,48	1701	1562	1728	1933	1731
Grecia (GR)	4,50	4,55	4,35	5,80	4,80	760	810	891	....	820
Norvegia (N)	7,30	6,70	4,70	5,25	5,96	1943	2043	2215	2550	2188
Portugalia (P)	5,30	5,30	5,70	5,20	5,40	470	520	554	610	538
Elveția (CH)	6,00	6,20	6,45	6,40	6,26	2324	2467	2655	2859	2576
Venezuela (YV)	6,70	7,30	5,95	7,25	6,80	820	790	794	837	810

90—130 $/locuitor. Fac excepție Franța și R. F. Germania cu valori mai mari.

Ecuația curbei este :

$$y = 0{,}00307\,x + 2{,}8$$

unde : x se exprimă în $/locuitor și
y în kg tablă cositorită/locuitor.

Curba a fost trasată prin metoda celor mai mici pătrate, iar eroarea medie pătratică calculată este de 0,36 kg/locuitor.

Porțiunea trasată cu linie întreruptă reprezintă tendința de a atinge plafonul optim de circa 25 kg/locuitor.

— Curba *C* este caracteristică țărilor în care sectorul agricol este puțin dezvoltat, datorită în special condițiilor geografice deosebite. Partea din produsul intern brut care revine ramurii agricole, raportată la numărul de locuitori, este sub 90 $ pe locuitor cu excepția Austriei la care este ceva mai ridicată (circa 100 $/locuitor).

În această grupă sînt : Austria, Finlanda, Norvegia, Elveția, Suedia. Se remarcă faptul că toate acestea sînt țări nordice sau cu relief montan, deci sectorul agricol nu are condiții să se dezvolte.

Ecuația acestei curbe este :

$$y = 0{,}00365\,x - 2{,}8$$

unde : x este exprimat în $/locuitor și
y exprimat în kg tablă cositorită/locuitor.

Eroarea medie pătratică este de 0,37 kg/locuitor.

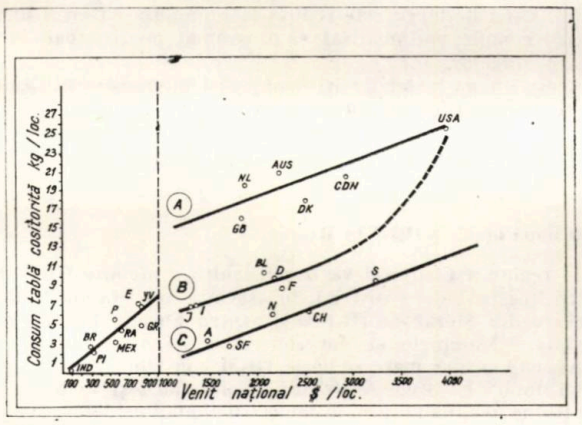


Fig. 1. Variația consumului de tablă cositorită pe locuitor funcție de venitul național pe locuitor

Concluzii

— Existența unei relații de legătură, între consumul de tablă cositorită pe locuitor și venitul național pe locuitor a fost verificată pe un număr de 25 de țări pe o perioadă de patru ani.

— Abaterile medii pătratice ale curbelor trasate sînt foarte mici, ceea ce denotă exactitatea trasării.

— Variația consumului de tablă cositorită, funcție de profilul economic al țării, este logică și se verifică prin trasarea a trei curbe diferite.

Determinarea judicioasă a consumului de tablă cositorită capătă o importanță și mai mare

în actualele condiţii de raţionalizare crescîndă a consumului de energie electrică şi termică, dat fiind că procedeele moderne (electrolitice) de producere a tablei cositorite presupun un consum specific important de energie electrică.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Piaţa internaţională a tablelor din oţel acoperite.* Studiu INSCIN, 1973.

[2] * * * Quaterly Bulletin Of. Steel Statistics — O.N.U., colecţia 1968—1973.

[3] * * * Montherly Bulletin — O.N.U., 1972.

[4] * * * Era socialistă, nr. 17, 1973.

[5] * * * Ambalare, manipulare, depozitare, nr. 1, 1973.

[6] * * * Blech, nr. 7, 1973.

Grünfeld N. and *Abramovici E.* Dc 669.685 .5:339.44

Considerations regarding the influence of some factors on the tin plate consumption

The paper deals with the link between the tin plate consumption and the national income per capita. In order to settle the link relations-tin plate consumption and national income were determined for 25 countries during four years.

These relations lead to the idea that a growth of the national income, implicitly determines a growth of tin plate consumption.

The relations were analysed in connection with the economic pattern of those countries determining this way four separate equations.

The method proposed for the determination of tin plate consumption has, in the actual conditions of the most judiciously utilization of power, a great importance due to the relative high power consumption necessar for the manufacturing of tin plate.

INFORMAŢII TEHNICO—ECONOMICE

Al cincilea centru siderurgic al Finsiderului

Al cincilea centru siderurgic Finsider, holding financiar al industriilor siderurgice ale grupului public I.R.I. (Institutul pentru Reconstruire Industrială), va fi realizat la Gioia Tauro, în Calabria. Decizia a fost luată de Comitetul interministerial pentru programare economică (C.I.P.E.)

Proiectul de realizare va cuprinde două faze: prima va cuprinde punerea în funcţiune a unei instalaţii de laminare la rece cu o capacitate anuală de 1 mil. t; a doua, prevede construirea unui laminor la cald cu o capacitate anuală de 3,6 mil. t colaci, precum şi o oţelărie electrică de 500 mii t.

Investiţiile prevăzute se cifrează la 1116,5 miliarde lire (8,6 milioane F). Noul centru va avea un personal de 7 500 salariaţi, din care 2 500 în primii doi ani. Durata prevăzută a lucrărilor este de doi ani.

(*Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 5, 1974, p. 114—E*)

Mărirea considerabilă a rezervelor de minereu de fier australiene

Rezervele de minereu de fier ale statului Australiei occidentale sînt în prezent estimate la 30 milioane t, adică 55% mai mult decît în urmă cu patru ani. Rezervele de minereu cu conţinut ridicat de Fe (+ 60%) au crescut de la 1,8 la 8,7 miliarde t.

În cursul ultimilor patru ani, Australia occidentală a exportat în total 173 mil. t minereu.

(*L'Usine Nouvelle, Franţa, nr. 26, 27 iunie, 1974, p. 37*)

Cea mai mare instalaţie de fabricare a oxigenului

Kawasaki Steel Corp. a pus în funcţiune, în 1974, o instalaţie de fabricare a oxigenului la uzinele sale Mizushima Steel Works. Acest nou complex industrial, a cărui capacitate nominală este de 47 000 Nm^3/h, a fost conceput pentru îmbogăţirea cu oxigen a aerului insuflat în furnale.

Puritatea gazului produs (90%) este inferioară celei a oxigenului utilizat în mod obişnuit, însă permite optimizarea preţului de cost şi a randamentului oxigenului produs. De altfel, mîna de lucru este redusă la minimum datorită unui sistem complet automatizat şi programat pentru toată durata operaţiilor.

Acest tip de instalaţie îşi poate găsi numeroase utilizări, în toate ramurile ce nu necesită oxigen foarte pur.

(*L'Usine Nouvelle, Franţa, nr. 23, 6 iunie, 1974, p. 107*)

O nouă oţelărie OBM în Belgia

În regiunea Charleroi va fi construită o oţelărie OBM de către Voest-Alpine (Austria), în asociaţie cu Gutenhoffnungshütte din Sterkrode (R.F.G.), pentru Société Les Forges de Thy — Marcinelle et Monceau SA.

Această primă mare oţelărie OBM construită în Europa va fi dotată cu 3 convertizoare de cîte 150 t şi va intra în funcţiune în cursul primului semestru al anului 1976.

(*Acier-Stahl-Steel, Belgia, nr. 4, 1974, p. 192*)

Dr. ing. E. Falk
Institutul de cercetări metalurgice — București

Probleme tehnologice legate de calibrarea cocsului metalurgic*

CZ 662.741.3

Performanțele atinse pe plan mondial în acțiunea de reducere a consumului specific de cocs sînt cunoscute și dezbătute în literatura de specialitate. S-a redus consumul specific de cocs datorită :

— pregătirii termice a minereurilor în afara furnalului, cu ajutorul unor combustibili mai ieftini (cocs mărunt, antracit, huilă antracitoasă, gaz metan etc.) ;

— utilizarea unor surse de energie calorică mai ieftine și accesibile decît cocsul metalurgic prin preîncălzirea aerului insuflat la temperaturi mari, insuflarea de combustibili auxiliari la nivelul gurilor de vînt ;

— înlocuirea parțială a cocsului cu agenți reductori mai ieftini insuflați în furnal sau prereducerea încărcăturii de minereuri.

Măsurile de mai sus au impus reconsiderarea factorilor care determină permeabilitatea coloanei de materiale din furnal. S-a constatat că prin pregătirea granulometrică a încărcăturii de minereu se asigură un mers mai uniform furnalului, se îmbunătățesc indicii de utilizare a gazelor reducătoare și se reduce, în final, consumul specific de cocs.

Concasarea și sortarea pe clase granulometrice strînse a minereului este o măsură care poate fi astăzi considerată generalizată. Nu același lucru se poate spune despre pregătirea granulometrică a cocsului care mai ocupă, în condițiile consumului specific redus, 40—60% din volumul încărcăturii furnalului.

Acceptînd dimensiunea maximă a cocsului, conform datelor din literatura de specialitate — 60 mm, rezultă că dimensiunea sa minimă va trebui să fie de 18—20 mm pentru ca permeabilitatea stratului de cocs format din granule de mai multe dimensiuni să fie maximă. Cocsul încărcat în sistemul actual ar trebui să aibă deci granulația 20—60 mm cu un conținut în fracțiuni mari (40—60 mm), determinat de dimensiunea furnalului (55% pentru furnale de mare capacitate [1]).

Se pune deci problema asigurării alimentării furnalelor cu cocs a cărui granulație să fie apropiată de limitele stabilite mai sus.

Compoziția granulometrică a cocsului încărcat în skipul furnalelor din R.S.R.

Pe baza unor analize efectuate de ICEM, în colaborare cu C.S.R., C.S.H., și C.S.G. [2], [3], a fost întocmită tabela 1 din care rezultă modificarea granulației cocsului pe fluxurile de transport ale diferitelor combinate siderurgice.

Din analiza cifrelor de mai sus rezultă că o parte din supragranulație se mărunțește, ca urmare a solicitărilor mecanice de pe fluxul de transport cocserie-furnal. În tabela 2 este prezentată o sinteză a acestui proces, în funcție de calitatea inițială a cocsului și gradului de solicitare pe fluxul de transport.

Datele prezentate arată că mai mult de jumătate din supragranulația cocsului se mărunțește pe fluxurile de transport de la cocserie la furnal, ca urmare a procesului natural de stabilizare. Ele arată de asemenea că pe calea stabilizării naturale nu poate fi eliminată total supragranulația cocsului, care reprezintă în condițiile actuale 15—20% din cocsul încărcat în furnal.

Soluții pentru reducerea conținutului de supragranulație în cocsul metalurgic

În legătură cu reducerea conținutului de supragranulație în cocs sînt cunoscute două grupe de soluții tehnologice, diametral opuse.

Prima consideră că supragranulația din cocs trebuie eliminată prin mărunțirea în concasoare cu valțuri. Se trece prin concasor fie întreaga cantitate de cocs, fie numai supragranulația separată în prealabil prin ciuruire.

A doua grupă de soluții pleacă de la premisa că nu este rațională sfărîmarea unui cocs pentru obținerea căruia s-au consumat cărbuni cu însușiri bune de cocsificare. Se consideră că soluțiile trebuie căutate în însăși tehnologia de fabricare a cocsului.

În timp ce prima categorie de măsuri ridică probleme în legătură cu decontarea costului concasării și a valorii cocsului declasat, cea de-a doua categorie de măsuri vine, așa cum se va prezenta în cele ce urmează, în întîmpinarea aplicării unor soluții moderne în tehnologia cocsificării (viteze mari de cocsificare, cuptoare de mare capacitate, cocs brichete etc.).

Concasarea supragranulației cocsului

În legătură cu concasarea supragranulației cocsului se ridică în primul rînd problema locului în care trebuie să se facă această concasare. Conform datelor prezentate în tabela 2, mai mult de jumătate din cocsul peste 60 mm se mărunțește oricum pe fluxul de transport. Sortarea și concasarea la cocserie presupune deci prelucrarea inutilă

* Refereat prezentat în cadrul ciclului de Expuneri-Dezbateri, organizat de centrul de perfecționare profesională M.I.M, în 24—26 oct., 1973, la C.S. Hunedoara.

Tabela 1

Locul probei	Granulația, %					Rezistența	
	+80 mm	60–80, mm	40–60, mm	20–40, mm	0–20, mm	M_{40}, %	M_{10}, %
C. S. REȘIȚA							
la cocserie							
la furnal							
cocs import	(–)	51,3	24,7	22,3	1,7	72–79	7,3–6,7
cocs brichete	–	40,8	41,7	16,1	1,4	80–85	6,8–5,9
C. S. HUNEDOARA							
la cocserie	(–)	78	11	6	5	72,7**)	6,3
la furnal 6	(–)	34	33	31	2	74,1	3,5
la cocserie	(–)	69	23	6	2	74,4	5,0
la furnal 8 *)	(–)	16	38	44	3	82,7	2,3

*) excl. resortat.
**) dat. ICEM.

C. S. GALAȚI							
la cocserie	15,80	21,21	32,0	25,4	5,59	77,55	5,81
la furnal 3	4,83	14,26	39,36	28,45	3,10	82,15	4,08
la cocserie	7,98	19,75	32,96	26,86	12,45	80,70	6,78
la furnal 3	2,75	14,33	43,55	31,30	8,07	87,91	4,88
cocs import intr. depozit	7,88	20,94	50,56	17,30	3,05	78,2	6,6
la furnal	23,0	19,0	61,58	15,68	1,44	82,7	4,6

Tabela 2

Fluxul de transport	Rezistența inițială		Rezistența la skip		Mărunțirea supragranulației, %	Supragranulația reziduală, %	Diferență totală de nivel (alunecări + căderi), m
	M_{40}	M_{10}	M_{40}	M_{10}			
Cocserie-furnal 6 C.S.H.	74	6,5	74	3,5	–61	30,5	18,5
Cocserie-furnal 8 C.S.H.	74	6,5	82,7	2,3	–78	15,3	20,5
Depozit furnale C.S.G.	78	6,5	82,7	4,6	–34	19,17	42,0
Cocserie-furnal 3 C.S.G.	77	5,8	82,1	4,1	–54	17,18	53,4
Cocserie-furnal 3 C.S.G.	82	6,8	87,9	4,9	–45	15,37	53,4

a unor cantități mari de cocs. Este prin urmare rațional că această sortare să se facă cît mai aproape de consumator, respectiv secția de furnale.

Concepția clasică, cu sortare la cocserie, este depășită pentru combinatele siderurgice integrate, în care cocsul se consumă în totalitate la furnale sau aglomeratoarele amplasate în apropierea acestora. Concepția clasică corespunde cocseriei de mină care vindea cocsul pe sorturi granulometrice diferiților beneficiari. Sortarea dublă a cocsului — la cocserie și furnal — reprezintă o risipă de energie și nu contribuie la îmbunătățirea calității cocsului metalurgic, a cărui rezistență și granulație la furnal nu sînt influențate de faptul că la cocserie se separă 5–7% cocs 0–25 mm.

Se propune de aceea examinarea posibilității renunțării la sortarea de la cocserie atît pentru cocseriile existente, cît și cele ce se vor construi (la C.S.R. se procedează astfel în mod curent).

Separarea supragranulației se face pe ciururi cu role sau ciururi vibratoare. Ciururile cu role au fost concepute în ideea menajării cocsului și a vinderii unor cantități cît mai mari de cocs metalurgic — indiferent de ce se întîmplă cu acesta după ieșirea din cocserie.

Înlocuirea ciururilor cu role cu ciururi vibratoare duce la mărunțirea parțială a bucăților de cocs mari și fisurate și asigură randamente de ciuruire mai bune [4].

Se propun de aceea că în situațiile de sortare, indiferent dacă acestea sînt amplasate la cocserie sau furnal, să se înlocuiască ciururile cu role cu ciururi vibratoare de construcție modernă. Uzura mare a ciururilor poate fi evitată prin placarea acestora cu cauciuc [5], [6].

Concasarea cocsului se face cu concasoare cu valțuri de construcție specială [4]. Se concasează fie numai supragranulația, fie întreaga cantitate de cocs. Se consideră că dacă concasoarele sînt dimensionate încît să nu se acumuleze cocs în partea de alimentare atunci nu are loc mărunțirea cocsului cu dimensiuni mai mici decît distanța dintre valțuri. Se poate astfel evita recircularea cocsului la ciur sau dubla ciuruire a acestuia. În legătură cu pierderile de cocs în mărunt, ca urmare a concasării, sînt citate în literatura de specialitate datele sintetizate în tabela 3.

Tabela 3

Schema de concasare	Deschiderea valțurilor, mm	Creșterea cantității de cocs 0—20 mm, %
Concasarea supragranulației (cocs $M_{40} \sim 85{,}0\,\%$)	80	+ 2,27 *)
	60	+ 6,60 *)
Concasarea supragranulației (cocs $M_{40} \sim 85{,}0\,\%$)	80	+ 2,0 *)
Concasarea supragranulației (cocs $M_{40} \sim 80-85\,\%$)	40	+12,0 **)
	50	+ 9,0 **)
	70	+ 8,0 **)
Concasare cocs total	40	+ 4,0 *)
	50	+ 2,0 *)

*) raportat la cocs total concasat
**) rportat la supragranulația concasată

Aplicarea unor astfel de măsuri pentru eliminarea supragranulației (+ 60 mm) din cocsul încărcat în furnal ar duce la diminuarea producției de cocs metalurgic și ar impune micșorarea consumului specific de cocs la furnale, cu cantitățile de cocs calculate în tabela 4.

Rămîne ca furnaliștii să aprecieze, pe bază de experimentări, dacă este sau nu posibilă acoperirea pierderii de cocs metalurgic prin reducerea consumului specific de cocs pe tona de fontă.

Tabela 4

	Supragranulația în skip	Diminuarea prod. de cocs 20—60 mm, %	Consumul specific cocs tehnic, kg/t fontă	Reducerea de consum care acoperă pierderea de cocs, kg/t fontă
C.S.R.	51,3	—3,07	587	—17,7
F_6	30,5	—3,05		—17,7
C.S.H.			590	
F_8	15,3	—1,53		—6,0
R.S.R.	18,0	—1,08		—5,2
C.S.G.			516	
Imp.	19,0	—1,90		—5,16

Măsuri tehnologice pentru reducerea conținutului de supragranulație în cocs

Granulația cocsului descărcat din camerele de cocsificare depinde de :

— caracteristicile materiei prime (conținut de volatile și însușiri de cocsificare) ;

— viteza de cocsificare exprimată, la densitate constantă de încărcare, în mm/h sau la densitate variabilă prin indicele propus de W. Simonis

$$K = \frac{\rho}{h}\left(\frac{B}{2}\right)^2$$

Influența caracteristicilor materiei prime asupra granulației cocsului

Este cunoscut faptul că există [7] pentru cocsificarea în vrac, la fiecare conținut de volatile în șarjă, o valoare a însușirilor de cocsificare G la care se obține cocs de calitate maximă. Un conținut de volatile excesiv sau însușiri de cocsificare excesive duc la formarea unui cocs fisurat sau spongios. Însușiri de cocsificare G insuficiente duc la formarea unui cocs cu roaderea M_{10} mare. Există deci, teoretic, posibilitatea ca prin mărirea conținutului de volatile în șarjă — fără diminuarea însușirilor de cosificare — să se producă un cocs mai fisurat dar care să aibă roaderea M_{10} mică. Această măsură ar duce la diminuarea producției de cocs total cu valoarea creșterii conținutului de volatile în șarjă. Ar scădea de asemenea rezistența M_{40}, deoarece valorile acesteia sînt puternic influențate de granulația probei [8], [9]. Această scădere de rezistență este aparentă dacă nu se modifică roaderea M_{10} a cocsului. O dovedesc determinările de rezistență MICUM și IRSID, efectuate la C.S.H., timp de 6 luni (tabela 5) [9]. Din tabela 5 rezultă că în timp ce rezistența cocsului M_{40} a variat, ca urmare a modificării granulației și fisurării cocsului, de la 68,4 la 74,5, rezistența I_{20} a variat de la 79 la 80,5%. Roaderea M_{10} și indicele I_{10} constante arată că rezistența structurală a cocsului nu s-a schimbat în perioada urmărită și întăresc presupunerea

Tabela 5

Frecvența	Proba MICUM, %		Proba IRSID, %	
	M_{40}	M_{10}	I_{20}	I_{20}
3	67,2±0,6	6,6±0,2	75,0±3,2	17,6±1,6
5	68,4±0,3	6,4±0,4	80,2±0,08	16,2±1,1
5	69,5±0,3	6,4±0,5	79,1±0,5	17,3±0,9
10	70,15±0,1	6,5±0,3	79,8±2,37	16,4±1,7
18	70,7±0,1	6,4±0,4	80,4±1,8	15,8±1,7
27	71,2±0,3	6,5±0,4	(—)	15,1±1,0
34	71,7±0,8	6,4±0,3	80,8±1,3	15,1±1,3
18	72,1±0,1	6,3±0,2	81,5±1,2	14,5±1,3
21	72,7±0,4	6,4±0,4	81,7±1,9	15,1±0,7
6	73,1±0,2	6,4±0,2	80,5±2,3	16,2±2,4
5	73,6±0,2	6,2±0,2	79,6±2,1	16,0±1,3
3	74,5±0,4	6,2±0,2	80,3±1,4	13,8±1,3

că aceasta reprezintă o cale pentru micșorarea granulației cocsului.

Ar trebui deci inițiate la cocseriile din R.S.R. încercări sistematice, urmărindu-se în condițiile cocsificării ștampate :

— influența creșterii conținutului de volatile în șarjele cu însușiri de cocsificare G = constante, asupra granulației cocsului și

— influența creșterii însușirilor de cocsificare G la conținut de volatile constant, asupra granulației, rezistenței MICUM și IRSID a cocsului.

Aceste încercări ar trebui urmărite la furnale pentru evidențierea efectului pe care-l are modificarea granulației cocsului asupra permeabilității coloanei și a consumului specific de cocs.

Influența vitezei de cocsificare asupra granulației cocsului [9]

Este cunoscut faptul că, cu creșterea vitezei de cocsificare scade dimensiunea bucăților de cocs. Scade de asemenea rezistența M_{40} (crește fisurarea bucăților de cocs primar) dar se diminuează roaderea M_{10} (crește rezistența structurală) a cocsului (tabela 6).

Tabela 6

Conținutul de volatile, V^{m^3}	Rezistența M_{40} a cocsului pentru diferite perioade de cocsificare, h						Diferențe extreme
	21	20	19,3	18,4	17,6	16,9	
18,8	86,0	86,0	85,9	85,9	85,9	85,9	— 0,1
27,0	87,0	85,7	84,5	83,2	82,0	80,7	— 6,3
31,8	88,0	84,6	81,6	78,5	75,3	72,1	—15,9
34,0	88,0	83,6	79,1	74,7	70,2	65,8	—22,2

Aceasta înseamnă că metoda MICUM elaborată pentru caracterizarea rezistenței cocsului peste 60 mm nu poate fi folosită — conform datelor din tabela 5 — atunci cînd se urmărește producerea unui cocs calibrat prin măsuri tehnologice de fabricație. Scăderea rezistenței M_{40}, determinată la cocserie pe bucățile de cocs mari, cu fisuri primare, este aparentă dacă rezistența structurală a cocsului, exprimată prin roaderea M_{10} și I_{20}, rămîn neschimbate. Proba MICUM ar trebui efectuată la furnale, după stabilizarea naturală a cocsului sau înlocuită cu proba IRSID. Aceasta exprimă rezistența prin conținutul în fracțiuni peste 20 mm după proba în tobă, cuprinzînd în rezultatul rezistenței și fracțiunile granulometrice care se formează ca urmare a desfacerii bucăților de cocs pe direcția fisurilor primare.

Creșterea vitezei de cocsificare se realizează prin :

— mărirea temperaturii în pereții de încălzire ;

— construirea unor camere de cocsificare înguste ;

— folosirea unor tipuri noi de cărămizi corindonice cu conductibilitate termică mare ;

— încărcarea șarjelor preîncălzite.

Prin mărirea greutății volumetrice a încărcăturii camerelor se obțin, la cocsificarea în vrac, efecte similare cu cele ale creșterii vitezei de încălzire. Cocsul produs prin ștampare reprezintă în acest sens o extremă și are de regulă granulația mai mică și uniformă decît coscul produs prin încărcare în vrac. În tabela 7 este

Tabela 7

Temperatura medie în verticalele de încălzire, °C		1 343°C	1 413°C	1 490°C
Durata de cocsificare, h		14	12,5	11
Granulația cocsului :				
+80 mm,	%	14	11	7
80—60 mm,	%	11	5	7
60—40 mm,	%	57	64	59
—40 mm,	%	18	25	27
Rezistența cocsului				
M_{40}	%	82,8	78,3	73,5
M_{10}	%	5,4	6,1	6,2
Sporul de productivitate, %		100	108	144

ilustrat efectul pe care creșterea vitezei de cocsificare îl are asupra calității cocsului obținut prin cocsificare în vrac (condiții industriale) a șarjelor cu un conținut de volatile V^{m^3} = = 22% [10].

Din tabela 6 rezultă că cu cît conținutul de volatile în șarjă este mai mare, cu atît efectul creșterii vitezei de cocsificare asupra granulației cocsului este mai mare. Rezultatele din tabela 7 pot fi deci extrapolate și asupra unor șarje cu conținut mai mic de materii volatile.

În direcția măririi vitezei de cocsificare ar putea fi luate în sectorul nostru de cocserie — care lucrează în majoritate cu temperaturi mari în verticale de încălzire — următoarele măsuri:

— experimentarea construcției părții superioare a regeneratoarelor și a grătarelor din cărămidă silica cu ocazia reparațiilor capitale ;

— cercetarea noilor materiale refractare în vederea înlocuirii cărămizilor silica cu cărămizi

corindonice (în prezent se construiesc în U.R.S.S. cîteva cuptoare industriale cu astfel de cărămizi).

Cocsificarea şarjelor preîncălzite reprezintă şi ea o cale prin care se poate micşora granulaţia cocsului. Aceasta rezultă din diagramele din figurile 1 şi 2 ridicate pe baza unor experimentări efectuate în R.S.C.S. la scară industrială [11]. La bază stau cocsificări în vrac cu şarje al căror conţinut de volatile a fost de $V^{m^3} = 30{,}5\%$. Din figurile 1 şi 2 rezultă influenţa pe care o

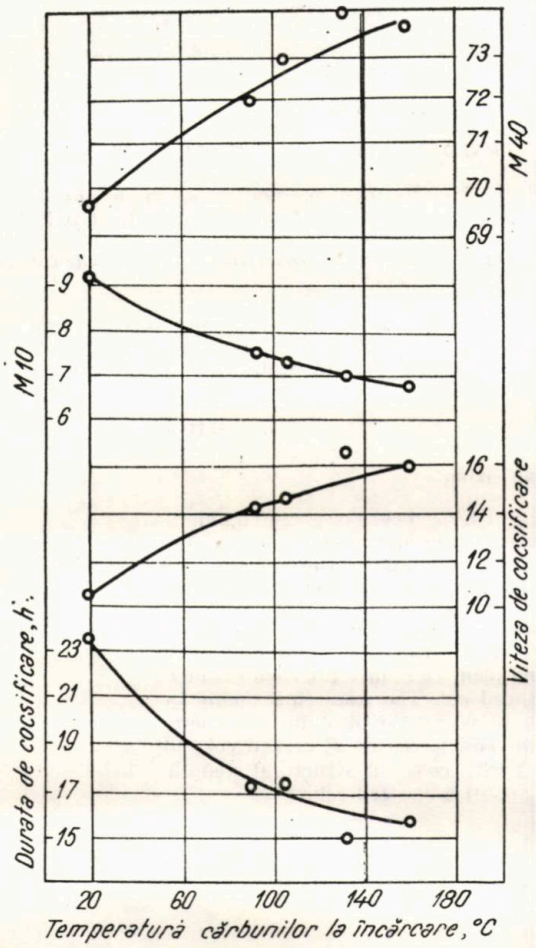


Fig. 1. Influenţa vitezei de cocsificare şi a temperaturii de preîncălzire a şarjei asupra caracteristicilor cocsului

are temperatura de preîncălzire asupra rezistenţei şi granulaţiei cocsului.

Deosebit de interesant este faptul (confirmat şi de alte lucrări) că preîncălzirea şi creşterea respectivă a vitezei de cocsificare nu duc la scăderea rezistenţei cocsului, chiar dacă granulaţia sa se micşorează.

Prin încărcarea şarjelor preîncălzite la 250°C se măreşte deci productivitatea cuptoarelor de cocsificare cu circa 40% şi creşte rezistenţa cocsului. Această creştere substanţială a rezistenţei permite mărirea participaţiei huilelor slab cocsificabile în amestec şi face ca această soluţie, care şi-a găsit în ultimii ani drumul în practică, să devină pentru industria cocso-chimică deosebit de interesantă [12].

Din cele de mai sus rezultă următoarele măsuri care pot duce prin aplicare imediată

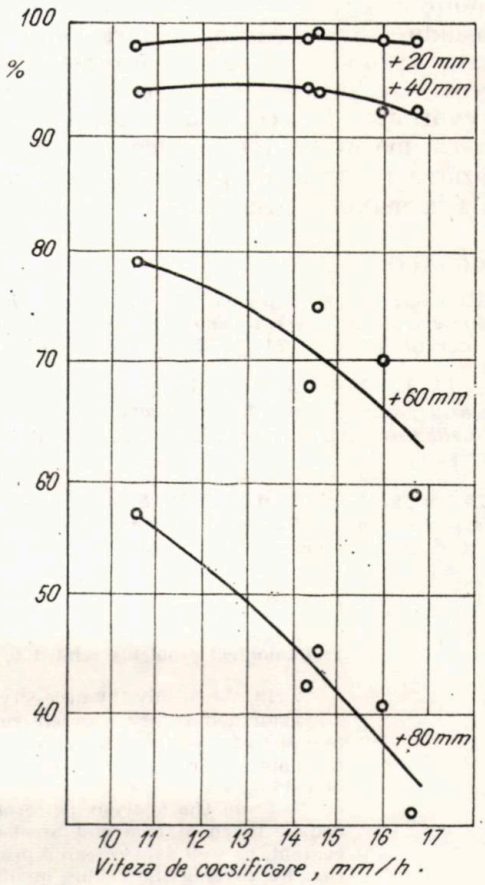


Fig. 2. Influenţa vitezei de cocsificare asupra granulaţiei cocsului produs din şarje preîncălzite

la reducerea conţinutului de supragranulaţie în cocsul încărcat în furnale:

— înlocuirea jgheaburilor de transbordare înclinate cu jgheaburi verticale;

— înlocuirea ciururilor cu role de la sortarea cocsului cu ciururi vibratoare;

— lucrul cu buncăre intermediare goale;

— concasarea supragranulaţiei, cu sau fără separarea acesteia – în funcţie de posibilităţile de amplasare a instalaţiilor. Această concasare trebuie să se facă cît mai aproape de secţia furnale după mărunţirea cocsului prin stabilizare naturală.

Se mai pot obţine rezultate în acest sens prin iniţierea unor cercetări care să urmărească corelaţia dintre conţinutul de volatile, însuşirile de cocsificare ale şarjei cocsificate prin încărcare ştampată şi granulaţia cocsului produs. Aceste cercetări vor trebui efectuate la cocserie şi furnale, rezistenţa cocsului determinîndu-se în paralel prin metodele MICUM şi IRSID.

Pentru viitor trebuie avute în vedere toate soluțiile tehnologice care permit mărirea vitezei de cocsificare (camere de cocsificare înguste, temperaturi mari în verticale, cărămizi corindonice, preîncălzirea cărbunelui). Va trebui să se renunțe la sortarea tradițională de la cocserie, amplasîndu-se instalația de sortare-concasare în imediata apropiere a secției furnale. Aceasta deoarece este rațional să se concaseze numai acea cantitate de cocs care depășește, după epuizarea măsurilor tehnologice la cocserie și stabilizarea naturală de pe fluxul de transport, granulația maximă admisă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Winzer G. și Engel K. *Neuzeutliche Entwicklung der Hochofentechnik und Fragen der Koksqualität.* Glückauf 108, nr. 24, 1972, p. 1 123 — 1 131.

[2] Falk E., Hirsh Rașela și Pavel G. *Modificarea granulației și rezistenței cocsului metalurgic pe diferite fluxuri de transport.* Metalurgia, 23, 1971, nr. 1, p. 1—6.

[3] Căbuță I. și Cîndea P. *Studiul posibilităților de perfecționare a fluxului de sortare a cocsului de la U.C.C—C.S.G.* (lucrare nepublicată).

[4] Flk E., Barbu I. și Novac C. *Influența stabilizării cocsului asupra îmbunătățirii indicilor T. E. ai furnalelor.* C.D.P.T.—M.I.M., 1969.

[5] Tallarek E. *Entwicklung und Erfahrungen mit Gummisiebbelägen.* Aufbereitungs-Technik, nr. 11, 1967, p. 657 — 662.

[6] Wolff K. *Siebböden aus Gummi und Chemiewerkstoffen.* Aufbereitungs-Technik, nr. 7, 1970, p. 383—398.

[7] Simonis W. *Mathematische Beschreibung der Hochtemperaturvekokung von Kokskohle im Horizontalkammerofen bei Schüttbetrieb.* Glückauf Forschungshefte, nr. 3, 1968, p. 103—119.

[8] Falk E., Pavel Gh. și Hirsch Rașela *Surse de erori în aprecierea calității cocsului.* Metalurgia, nr, 5, 1969, p. 22—26.

[9] Falk E., Hirsch Rașela, Varzan Gh. și Pavel Gh. *Aspecte ale corelației MICUM și IRSID.* Metalurgia, nr. 2, 1971, p. 69—74.

[10] Guhr H. *Betriebserfahrungen bei der Leistungssteigerung von Koksöfen.* Glückauf, nr. 8, 1970, p. 372—380.

[11] Orlik M. *Prelucrarea termică a șarjelor de cocsificare.* Material nepublicat.

[12] Falk E., Enescu Ileana și Georgescu I. *Căi pentru mărirea productivității cuptoarelor de cocsificare.* Metalurgia, nr. 5, 1974, p. 366 — 371.

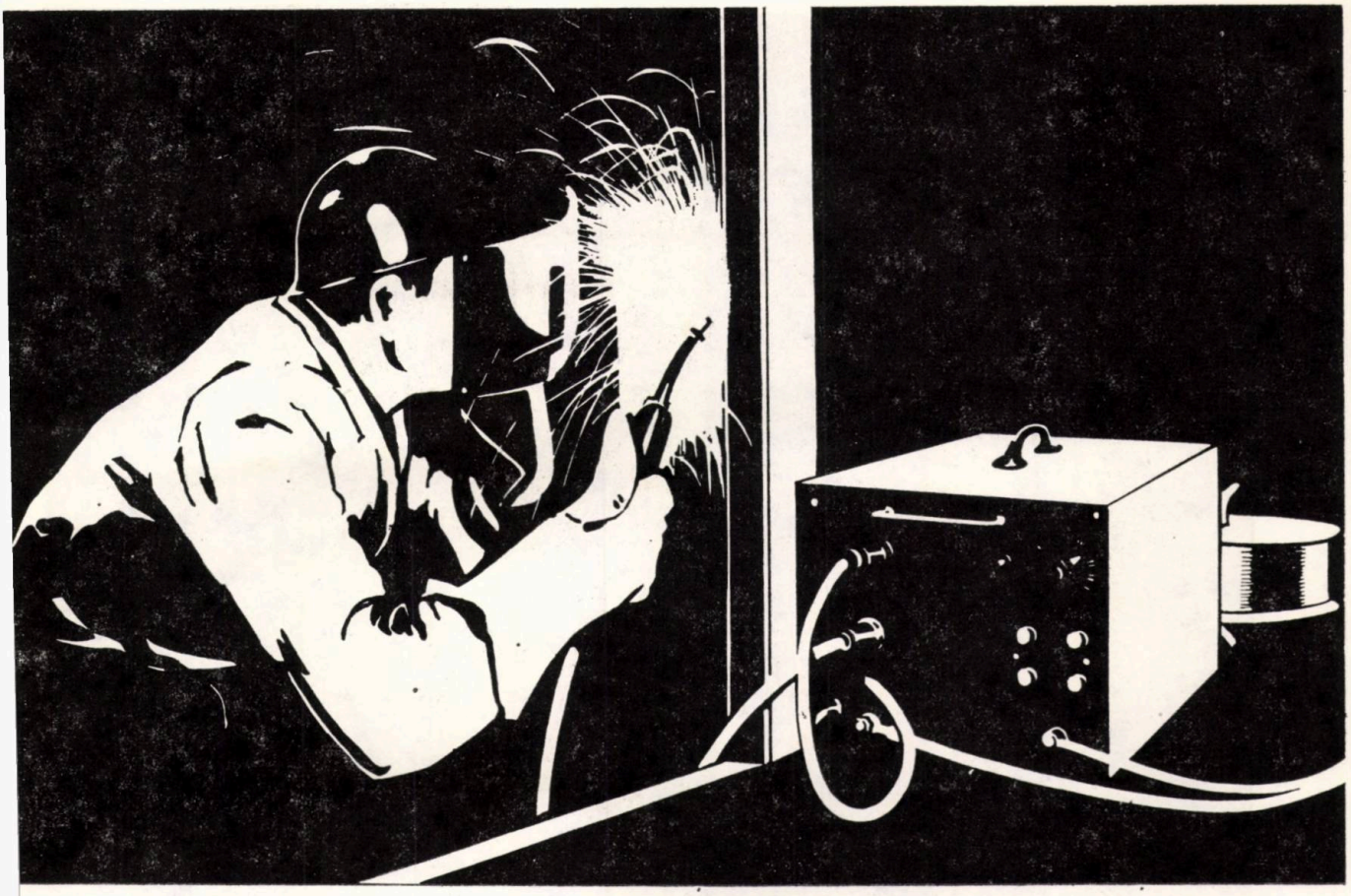
Falk E.,

DC 662.741.3.

Technological problems related to metallurgical coke sizing

In this study the necessity of furnace loading with sized coke is accepted. There are examined in the concrete conditions of Romanian Iron and Steel Industry, the two opposite ways by hwich coke sizing is now carried out, that is: the crushing and technological measures taken for the batch composition and the thermal condition of coking.

From the analysis performed it results a number of concrete measures which can be taken in Iron and Steel Complex works to reduce the coke supergranulation content, as well as a research program at the coking plant to reduce the coke granulation by varying the coking qualities, the coking speed etc. The researches should be carried out in collaboration with blast furnace men so as, by the blast furnace operation, to replace the MICUM test, unsuitable for the characterisation of craked coke at the coking plant and coke dross at the furnace but with constant structural stength, by another strength test, suitable for the specific qualities of sized coke.



Aplicarea sudării în gaz de protecție duce la reșterea productivității și scăderea cheltuielilor.

Folosiți și dv. aceste avantaje. Oțelurile aliate i nealiate, metalele neferoase și aluminiul se udează ireproșabil.

Pentru toate variantele sudării în gaz de rotecție, ca MIG, SG-CO_2 și WIG, vă stau la spoziție aparatele de sudat manuale și automate fabricate de combinatul din Mansfeld. Acestea se pot utiliza în construcții sau la îmbinarea pieselor de toate tipurile. Aparatele de sudat Mansfeld prezintă siguranță în exploatare, au productivitate mare și sînt economice. Aparatele își găsesc multiple utilizări în construcțiile metalice, construcțiile navale, construcțiile de mașini și instalații, construcțiile auto și la sudarea conductelor de țevi.

MANSFELD

EB MANSFELD KOMBINAT WILHELM PIECK
ETRIEB FÜR SCHWEISSTECHNIK FINSTERWALDE
R 798 FINSTERWALDE · DEUTSCHE DEMOKRATISCHE REPUBLIK

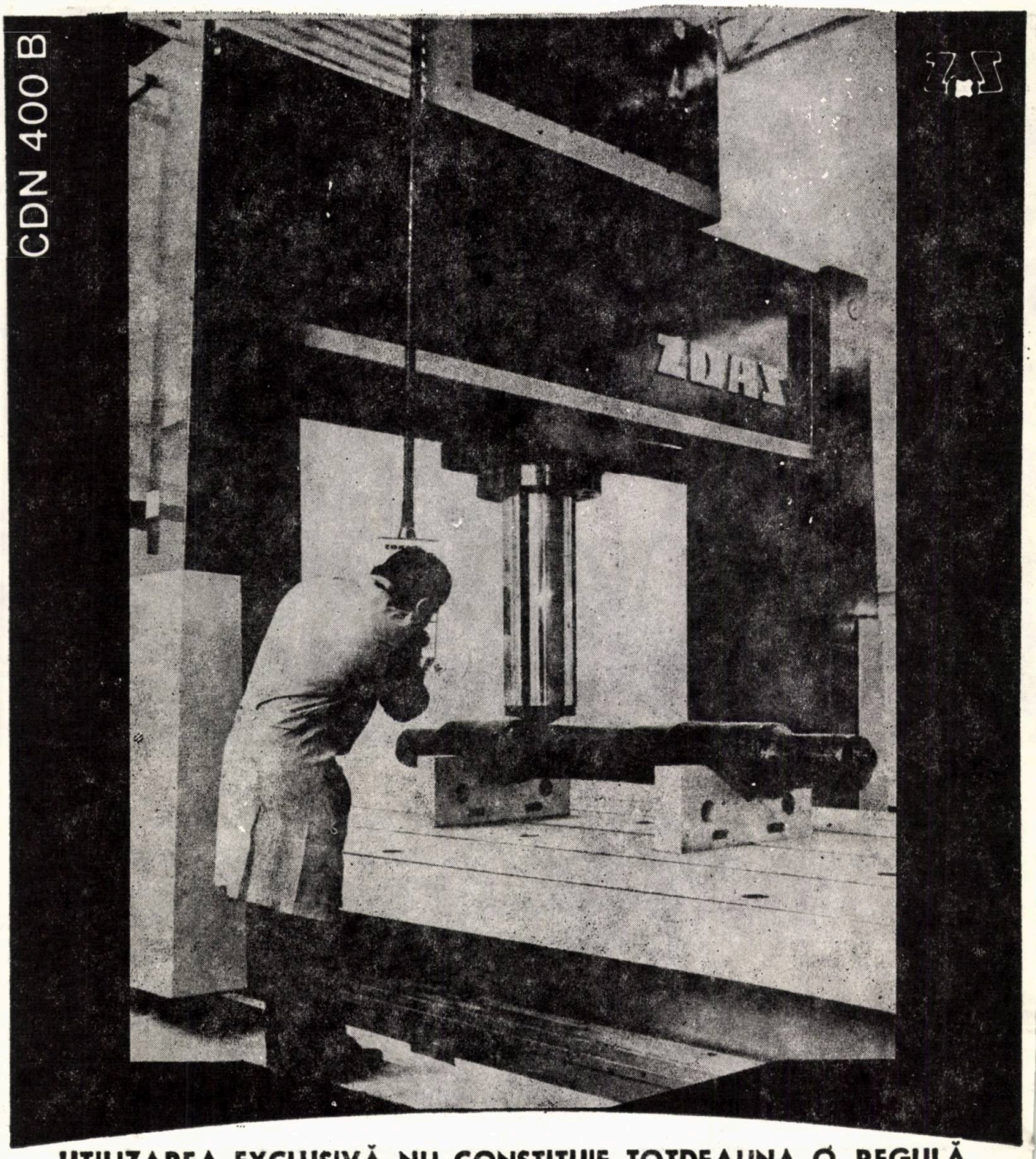
PORTEUR:

Elektrotechnik
XPORT-IMPORT

VOLKSEIGENER AUSSENHANDELSBETRIEB DER DEUTSCHEN DEMOKRATISCHEN REPUBLIK
DDR 102 BERLIN·ALEXANDERPLATZ
HAUS DER ELEKTROINDUSTRIE

Persoanele interesate se vor adresa la: Biroul tehnic-comercial al Întreprinderii de comerț exterior „Elektrotechnik„ din cadrul Agenției comerciale a Ambasadei R.D.G. în R.S.R., Calea Dorobanți 14 București.

PUBLICOM



UTILIZAREA EXCLUSIVĂ NU CONSTITUIE TOTDEAUNA O REGULĂ

Presa hidraulică de îndreptat CDN 400B o dovedește. Raportul dintre parametrii presei, pus în valoare prin vitezele de lucru, asigură marea capacitate a presei.

Tehnologia de îndreptare a pieselor plane, a tablelor, a pieselor turnate din oțel, a pieselor sudate și — cu ajutorul unui dispozitiv special — a laminatelor de secțiune circulară este realizată într-o zonă de lucru suficient de dimensionată.

Concepția modernă a presei, care își află expresia și în aspectul estetic exterior, va fi apreciată în mod deosebit în întreprinderile metalurgice, în întreprinderile de construcții mecanice și în atelierele de întreținere.

Strojimport

Vinohradská 184, Praga 3, R. S. Cehoslovacă, Telex: 12.22.41, Telefon 713

PUBLICOM

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.55

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

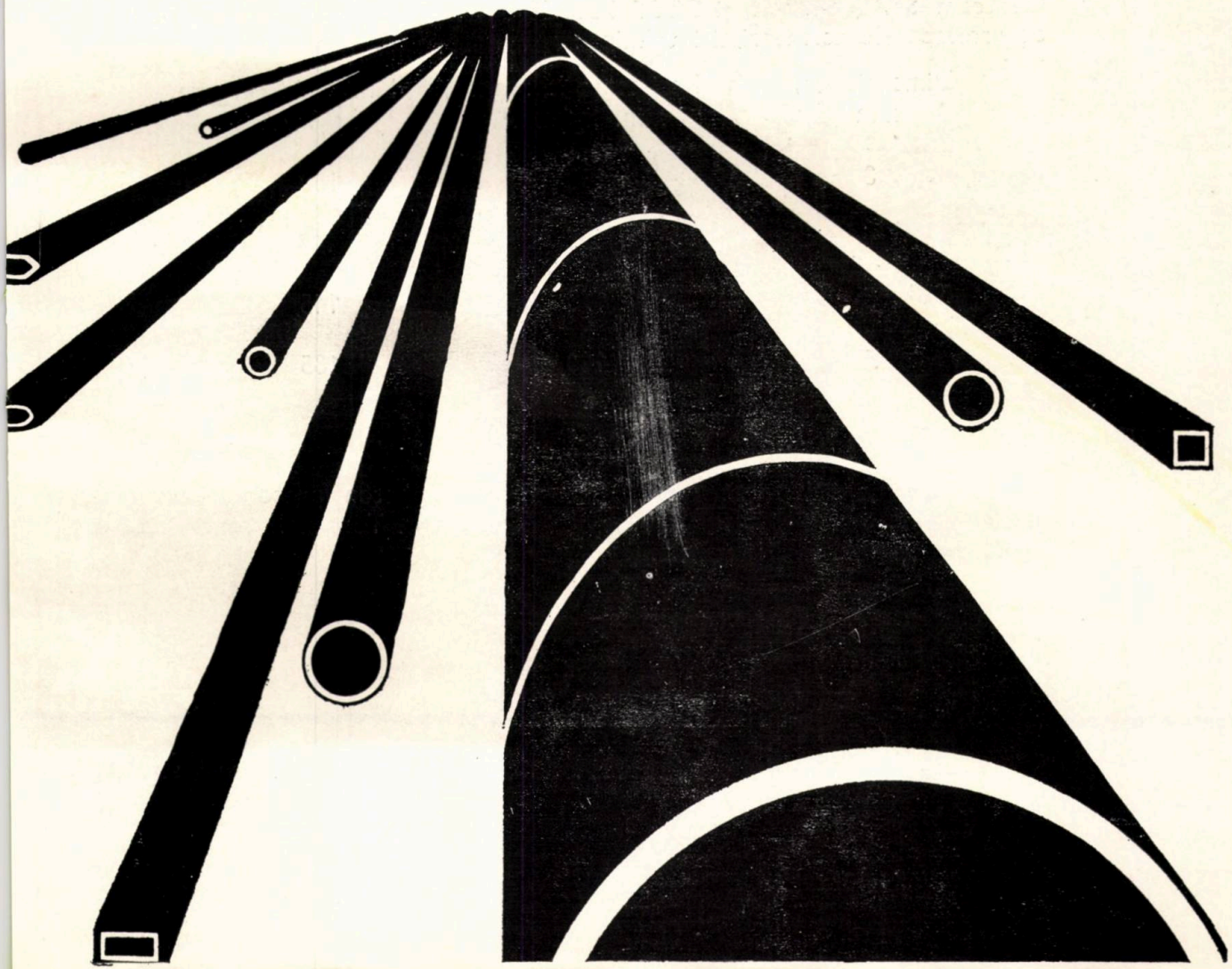
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi la construcţii de maşini
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  - ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTA:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



CENTRALA INDUSTRIALĂ DE PRELUCRĂRI METALURGICE

— București, B-dul Muncii nr. 256 Sector 3 — Telefon 44.39.63. Telex 011.582

EXECUTĂ ȘI LIVREAZĂ LA EXPORT:

Sîrmă trasă din oțel pentru beton precomprimat (SBP)

Conform STAS 6482-61 și GOST 7348-63
cu următoarele caracteristici tehnice:

Dimensiunea, mm	Rezistența la rupere, min. kgf/mm^2	Limita de curgere, kgf/mm^2
3	190	160
4	175	148
5	170	145
7	160	135

De asemenea livrează toroane pentru sîrmă beton precomprimat (TBP) din 7 fire de 3 mm și 4 mm, cu aspect cuprat mat. Toroanele se execută din sîrmă de oțel de înaltă rezistență

Comenzile se primesc la ICE METALIMPORTEXPORT, București, str. Edgar Quinet nr. 8, sector 1

CENTRALA INDUSTRIALĂ DE PRELUCRĂRI METALURGICE

— București, B-dul Muncii nr. 256, sector 3 — Telefon 44.39.63

OFERĂ LA EXPORT:

— ȚEVI DE INSTALAȚII SUDATE LONGITUDINAL

- negre și zincate
- filetate și nefiletate
- dimensiuni: 1/2" — 4"

Execuția conform DIN 2439, 2440, 2441, 2444 și ASTM A 120

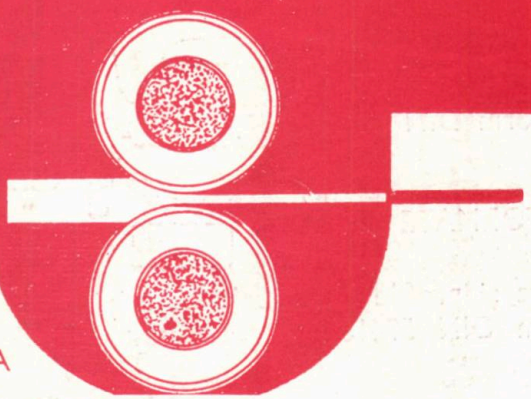
— PROFILE FORMATE LA RECE

- corniere și profile U, ambele cu aripi egale și neegale
- conform DIN 59413

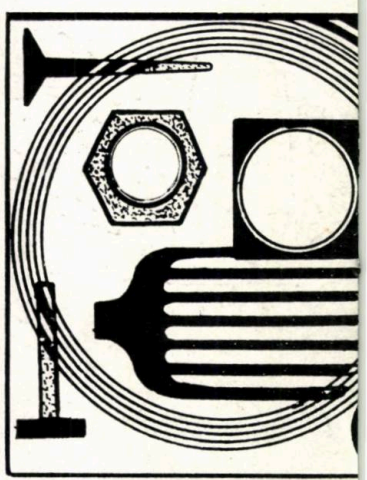
Comenzile se primesc la ICE METALIMPORTEXPORT, București, str. Edgar Quinet nr. 8, sector 1

PRODUCE ȘI LIVREAZĂ

- Profile laminate din oțel carbon și oțeluri aliate :
  - Oțel rotund pentru șurub ∅ 16,5 — 18,6 mm
  - Oțel rotund ∅ 28 — — 65 mm
  - Oțel pătrat □ 8 × × 8 — 60 × 60 mm
  - Oțel hexagonal (numai din oțel carbon) H 19—52 mm
  - Oțel lat 12 × 5 — — 18 × 6 mm
  - Oțel lat 22 × 10 — —100 × 20 mm
  - Profil rombic 22 × × 16 mm
  - Profile pentru poli
  - Profile semirotunde 25 × 12,5 mm și 38 × 19 mm



- Livrarea se face în stare laminată, în stare recoaptă și cojită :
  - Oțel beton rotund, oțel beton PC în colaci
  - Sîrmă laminată în colaci din oțel carbon ∅ 6—12 mm
  - Sîrmă trefilată din oțel cu conținut mic de carbon și sîrmă trefilată recoaptă neagră ∅ 1,4 — 10 mm
- Produse din sîrmă trefilată:
  - Cuie pentru construcții, cuie speciale și cuie ținte ∅ 1,4— —8 mm
  - Lanțuri comerciale
  - Lanțuri antiderapante
  - Furci pentru agricultură



ÎNTREPRINDEREA

LAMINORUL Brăila

Brăila, str. Transilvaniei nr. 1—5
Adresa telegrafică: "Laminorul,,
Telefon: 14030

CSH

vă oferă

profile laminate din oțeluri carbon calmate, semicalmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitat aliate și slab aliate.

● rotunde cu diametrul de 10 — 180 mm ● cornier de 20 x 20 — 150 x 150 mm ● I 18 — I 24 ● U 9,5 — U 24 ● lat de 20x5 — 200x20 mm ● benzi laminate la cald de 200 x 2 — 600x5 mm ● țagle, blumuri pentru forje, de 70x70 — 400x400 mm ● oțel beton cu profil periodic laminat la cald, oțel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată l cald ● profile speciale pentru armături, pe mină pentru talpa șenilei de tractor etc.

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

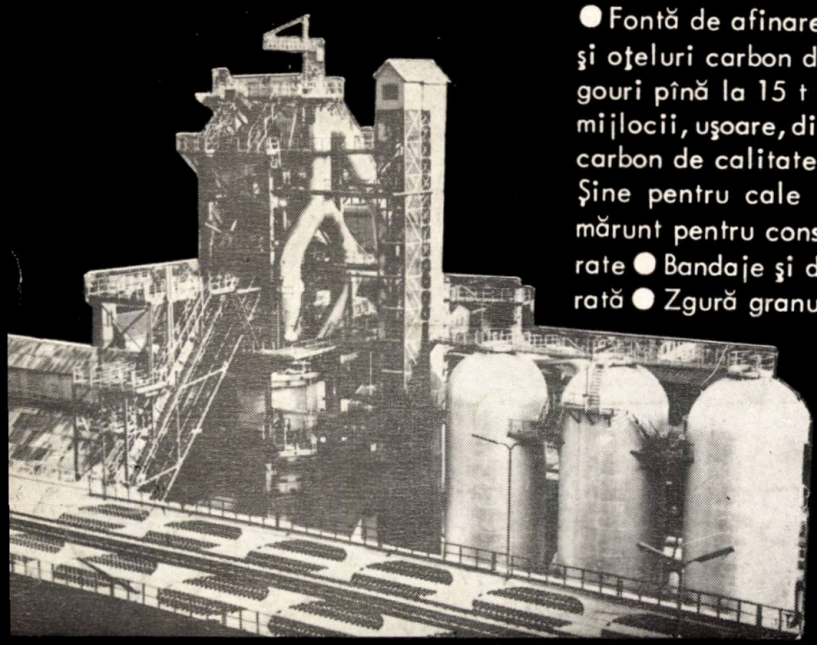
Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel:1075-1077-1450-2533-2934

COMBINATUL SIDERURGIC

REŞIŢA

1975 MAR 26

Adresa telegrafică: Contsid—Reşiţa ● Telefon: 11883; 12152; 11882; 13033 ● Telex: 013514
Reg com.: 4298/1954 Bucureşti—România ● Cont: B.N.R.S.R. Reşiţa 30.05.80.00



● Fontă de afinare ● Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 t ● Profile greie, mijlocii, uşoare, din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate ● Şine pentru cale ferată ● Material mărunt pentru construcţia căilor ferate ● Bandaje şi discuri de cale ferată ● Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC Reşiţa

= 3280

R

METALURGIA

REFERALVA

10–11

Editor: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA METALURGICĂ

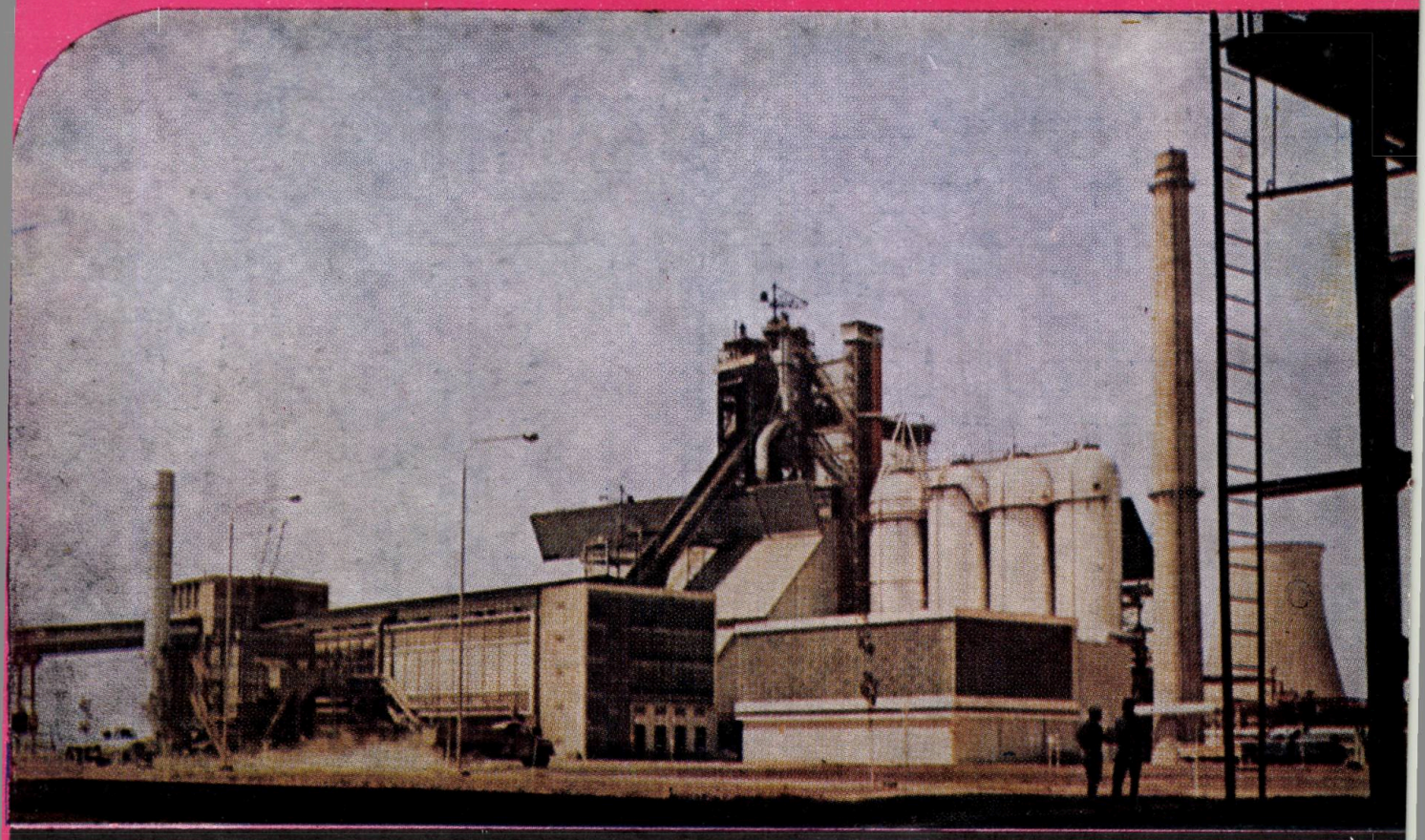


TABLE GROASE: ● de (6–240 mm)x(1 500–3 000 mm)x max. 15 000 mm ● din oţeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate şi aliate ● utilizate în construcţii mecanice, construcţii metalice, construcţii navale, cazane şi recipienţi sub presiune, ţevi sudate, utilaje rezistente la coroziunea atmosferică, oţeluri pentru îndoire la rece şi construcţii cu întrebuinţare generală.

BANDĂ IN RULOURI laminată la cald : ● de (1,5–8 mm) x (700–1 500 mm) şi greutate max. 20t ● utilizată în construcţii mecanice şi metalice, construcţii de nave şi construcţii de cazane şi recipienţi sub presiune.

TABLE SI BENZI laminate la rece: ● de (0,3–3mm)x (700–1500 mm) ● utilizate pentru caroserii, construcţii metalice, ţevi sudate, profile îndoite, închideri de hale, aparataj electric, articole de uz casnic, acoperiri prin zincare, emailare etc.

TABLE IN FOI debitate din rulouri laminate la cald: ● de (1,5–8 mm)x(700–1 500 mm)x(2 000–10 000 mm)

SULFAT FEROS HEPTAHIDRATAT STAS 2189–68 : ● calitatea I şi II ● puritatea 98–99 % ● utilizabil la purificarea apei.

SULF ELEMENTAR în fulgi cu conţinut de minimum 99 % S, fără aciditate ● utilizabil în industria celulozei, fibrelor artificiale şi la prepararea acidului sulfuric.

APĂ AMONIACALĂ de concentraţie 20 % NH_3 ● utilizabilă în industria clorosodicilor.

SULFAT DE AMONIU cu conţinut de 20 % N_2 ● utilizabil ca îngrăşământ în agricultură.

GUDRON BRUT cu conţinut de minimum 55 % smoală ● utilizabil la fabricarea naftalinei şi a uleiurilor de absorbţie.

BENZEN BRUT având pînă la 80 % benzen tehnic şi 20 % toluen ● utilizabil în industria solvenţilor şi la rafinării.

COMBINATUL SIDERURGIC

GALAŢI

Telegraf : Combin Galaţi. Telefon : 18300, Telex : 015253 ; 0152

METALURGIA

Anul 26 Nr. 10—11 Octombrie-Noiembrie 1974

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Firescu V., Stoicoi A., Iacob I. şi Tudoroiu E.: **Posibilităţi de epurare şi de valorificare a gazelor brute rezultate în procesul carbofluid (II).** 625

Guţu M. şi *Guţu Ileana*: **Modelarea matematică a procesului de laminare la rece a benzilor din oţel.** . . 631

Cohn E., Cosneanu C. şi *Petrescu V.*: **Contribuţii la îmbunătăţirea dezbaterii amestecurilor întărite cu silicat de sodiu.** 635

Atanasiu N.: **Metoda vizioplastieităţii aplicată la analiza extruziunii axial-simetrice.** 640

Pridvornic M. şi *Georgescu-Cocoş S.*: **Metode practice pentru determinarea coeficientului de frecare la deformarea plastică a metalelor.** 646

Grünwald E.: **Zincarea electrolitică lucicasă în băi cu conţinut scăzut de metal şi cianură.** 655

ACTUALITĂŢI

Tripşa I., Trotuş C., Rădulescu Gh., Costescu M., Butnariu I., Berceanu E., Zamfirescu D. şi *Duţă V.*: **Noi procedee pentru intensificarea elaborării oţelului cu oxigen.** 658

Avram Gh. şi *Popescu M.*: **Fabricarea ţevilor din oţel fără sudură rezistente la temperaturi scăzute.** . . . 663

REALIZĂRI TEHNICE

Niculescu Ileana: **Separarea cromatografică a elementelor obţinute la dizolvarea electrografică a unor aliaje şi determinarea lor densitometrică.** 665

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Drăghici N.: **Analiza posibilităţilor de fabricare a buretelui de fier în R. S. România.** 670

Cazimirovici E.: **Consideraţii privind laminarea benzilor din pulberi metalice.** 675

Chira I. şi *Ripoşan I.*: **Calitatea pieselor turnate şi materialele refractare utilizate la confecţionarea formelor ceramice.** 681

RECENZII

COMITETUL DE REDACȚIE

A. ANTONESCU, C. AVRAM, ȘT. CARDALEF, V. CHIRIȚĂ, VL. DAVID, A. DIJMĂRESCU, CTIN. DRAGOMIR, I. DRĂGAN, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. GROSU, VL. HOLBAN, A. IEREMIA, B. KONCZ, V. MARCU, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, IG. PAVONI, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Tehnoredactor: EC. CHIPARIZOPOL

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sector 1, Telefon: 13.09.25. Revista este editată de O.I.D. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Tiparul – Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23 – 25 Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

I.P.I. c. 1658

42406

SOMMAIRE

CD 662.764.2.074

Firescu V., Stoicoi A., Iacob I., et *Tudoroiu E.* : **Possibilités d'épuration et de valorisation des gaz bruts résultant du processus carbofluide (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 625–630

CD 621.771.23.001.57

Guțu M. et *Guțu Ileana* : **Le modelage mathématique du processus de laminage à froid des bandes d'acier.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 631–634

CD 621.742.4

Cohn E., Cosneanu C. et *Petrescu V.* : **Contributions à l'amélioration du décochage des mélanges durcis avec du silicate de sodium.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 635–639

CD 621.777 ; 539.214.001.8

Atanasiu N. : **La visioplasticité appliqueé à l'analyse de l'extrusion axiale-symetrique.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 640–64

CD 539.371 ; 531.43

Pridvornic M. et *Georgescu-Cocoș S.* : **Méthodes pratiques pour la détérmination du coefficient de frottement pendant la déformation plastique des métaux.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 646–654

CD 669.587 ; 541.135

Grünwald E. : **Le zingage électrolytique brillant dans des bains à teneur réduite en métal et en cyanure.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 655–657

CD 669.18 ;669.787

Tripșa I., Trotuș C., Rădulescu Gh., Costescu M., Bulnariu I., Berceanu E., Zamfirescu D. et *Duță V.* : **Nouveaux procédés pour l'intensification de l'élaboration de l'acier à l'oxygène.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 658–662

CD 621.774 ; 539.42 ; 66–974

Avram Gh. et *Popescu M.* : **La fabrication des tubes en acier sans soudure résistants aux températures basses.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 663–664

CD 543.544 ; 531.754

Niculescu Ileana : **La séparation chromatographique des éléments obtenus par dissolution électrographique des certains alliages et leur détermination densitométrique.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 665–669

CD 669.181.4(498)

Drăghici N. : **Analyse des possibilités de fabrication de l'éponge de fer en Roumanie.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 670–674

CD 621.771.23 ; 621.762

Cazimirovici E. : **Considérations sur le laminage des bandes de poudres métalliques.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 675–680

CD 621.747 ;666.76

Chira I. et *Ripoșan I.* : **La qualité des pièces coulées et les réfractaires utilisés pour la fabrication des formes céramiques.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 681–683

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.764.2.074

Фиреску В., Стоикои А., Якоб И. и *Тудорою Е.:* **Возможности очистки и освоения газов, получаемых в углеродожидком процессе (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 625–630

ДК 621.771.23.001.57

Гуцу М. и *Гуцу Иляна:* **Математическое моделирование процесса холодного проката стальных лент.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 631–634

ДК 621.742.4

Кон Е., Косняну К. и *Петреску В.:* **К вопросу об улучшении выбивки смесей, укрепленных кремнекислым натрием.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 635–639

ДК 621.777 ; 539.214.001.8

Атанасиу Н.: **К вопросу о видео-пластическом методе, применяемом к анализу осьевосиметрического выдавливания.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 640–645

ДК 539.371 ;531.43

Придворник М. и *Джорджеску-КоКош С.:* **Практические методы для определения коэффициента трения пир пластической деформации металлов.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 646–654

ДК 669.587 ; 541.135

Грюнвальд Е.: **Сияющее электролитическое оцинкование в ваннах с низким содержаинем металла и цианида.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 655–657

ДК 669.18 ; 669.787

Трипша И., Тротуш К., Рэдулеску Г., Костеску М., Бутнариу И., Берчану Е., Замфиреску Д. и *Дуцэ В.:* **Новые способы усилнеия выдачи стали с кислородом.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11 p. 658–662

ДК 621.774 ;539.42 ; 66–974

Аврам Г. и *Попеску М.:* **Производство стальных труб без шва, устойчивых к низким температурам.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 663–664

ДК 543.544 ; 531.754

Никулеску Иляна: **Хроматографическое выделение элементов, получаемых при электрографическом растворении, и измерение их плотности.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 665–669

ДК 669.181.4(498)

Дрэгич Н.: **Анализ возможностей производства губчатого железа в СР Румынии.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 670–674

ДК 621.771.23 ;620.762

Казимирович Е.: **К вопросу прокатки лент из металлической пыли.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 675–680

ДК 621.747 ; 666.76

Кира И. и *Рипошан И.:* **Качество литья и огнеупорных материалов, используемых при производстве керамических форм.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 681–683

INHALT

DK 662.764.2.074

Firescu V., Stoicoi A., Iacob I. und *Tudoroiu E.*: **Möglichkeiten der Reinigung und Verwertung des aus dem „Carbofluid" — Vorgang stammenden Rohgases (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 625–630

DK 621.771.23.001.57

Guțu M. und *Guțu Ileana*: **Optimierung des Kaltwalzprozesses der Stahlbänder durch mathematische Modelle.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 631–634

DK 621.742.4

Cohn E., Cosneanu C. und *Petrescu V.*: **Beiträge zur Ausschlagverbesserung des mit Wasserglas gehärteten Formsandes.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 635–639

DK 621.777 ; 539.214.001.8

Atanasiu N.: **Die Visioplastizität und ihre Anwendung bei der Analyse des Achsial-symetrischen Strangpressens.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 640–645

DK 539.371 ; 531.43

Pridvornic M. und *Georgescu-Cocoș S.*: **Praktische Methoden zur Bestimmung des Reibungsgrades bei der plastischen Verformung der Metalle.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 646–654

DK 669.587 ; 541.135

Grünwald E.: **Elektrolytische Verzinkung in Bädern mit niedrigem Metall-und Zyanidgehalt.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 655–657

DK 669.18 ; 669.787

Tripșa I., Trotuș C., Rădulescu Gh., Costescu M., Butnariu I., Berceanu E., Zamfirescu D. und *Duță V.*: **Neue Methoden zur Prozessintensivierung bei der Sauerstoffaufblas — Stahlherstellung.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 658–662

DK 621.774 ; 539.42 ; 66–974

Avram Gh. und *Popescu M.*: **Herstellung der nahtlosen, kältebeständigen Stahlrohre.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 663–664

DK 543.544 ; 531.754

Niculescu Ileana: **Chromatographische Abscheidung der durch elektrographische Auflösung einiger Legierungen erhaltenen Elemente und Bestimmung deren Dichte.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 665–669

DK 669.181.4(498)

Drăghici N.: **Analyse der Herstellungsmöglichkeiten des Eisenschwamms in der S. R. Rumänien.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 670–674

DK 621.771.23 ; 621.762

Cazimirovici E.: **Betrachtungen über das Bandwalzen aus Metallpulvern**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 675–680

DK 621.747 ; 666.76

Chira I. und *Ripoșan I.*: **Gussteilqualität und die für die keramischen Formen benützten feuerfeste Stoffe.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 681–683

CONTENTS

DC 662.764.2.074

Firescu V., Stoicoi A., Iacob I. and *Tudoroiu E.* : **Possibilities of cleaning and revaluation of gasses from the ,,carbofluid process (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 625–630

DC 621.771.23.001.57

Guțu M. and *Guțu Ileana* : **Improvement of the cold rolling process of steel strips through mathematic models.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 631–634

DC 621.742.4

Cohn E., Cosneanu C. and *Petrescu V.* : **Contributions to shake out improvement of moulding sands reinforced with soda waterglass.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 635–639

DC 621.777 ; 539.124.001.8

Atanasiu N. : **On the visioplasticity method applied to the analysis of the axi-simetrical extrusion.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 640–645

DC 539.371 ; 531.43

Pridvornic M. and *Georgescu-Cocoș S.* : **Practical methods for establishing the friction coefficient at plastic deformation of metals.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 646–654

DC 669.587 ; 541.135

Grünwald E. : **Bethanizing in baths with low metal and cyanide content.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 655–657

DC 669.18 ; 669.787

Tripșa I., Trotuș C., Rădulescu Gh., Costescu M., Bulnariu I., Berceanu E., Zamfirescu D. and *Duță V.* : **New processes for the intensification of oxygen steelmaking.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 658–662

DC 621.774 ; 539.42 ; 66–974

Avram Gh. and *Popescu M.* : **Manufacturing of seamless steel tubes resistant to low temperatures.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 663–664

DC 543.544 ;531.754

Niculescu Ileana : **Chromatographic separation of the elements obtained from the electrographic dissolution of some alloys and their densitometric determination.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 665–669

DC 669.181.4(498)

Drăghici N. : **Analysis of the manufacturing possibilities of sponge iron in the S. R. of Romania.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 670–674

DC 621.771.23 ; 621.762

Cazimirovici E. : **Considerations on the rolling of the metallic powders strips.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 675–680

DC 621.747 ; 666.76

Chira I. and *Ripoșan I.* : **The quality of castings and refractory materials used to the making of the ceramic moulds.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 10–11, p. 681–683

METALURGIA 10—11 1974

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

MŰSZAKI KÖNYVTÁR

STUDII ŞI CERCETĂRI

Posibilităţi de epurare şi de valorificare a gazelor brute rezultate în procesul carbofluid *) (II)

Ing. V. Firescu, ing. A. Stoicoi, ing. I. Iacob şi ing. E. Tudoroiu

Întreprinderea „Victoria" — Călan

CZ 662.764.2.074

Evitarea poluării atmosferei şi creşterea eficienţei economice a tehnologiei de fabricare a semicocsului de fluidizare a dus la studierea posibilităţilor de valorificare chimică a subproduselor, inclusiv a gazului drept combustibil. Trecerea la producerea cocsului mărunt de fluidizare, utilizat la aglomerarea minereurilor de fier, a schimbat aspectul valorificării chimice a subproduselor, ca urmare a compoziţiei gazelor brute rezultate din proces, respectiv a randamentului mic de gudron, faţă de cărbunele anhidru introdus în fabricaţie.

Lucrările experimentale s-au axat pe două direcţii: prima, urmărind valorificarea energetică a gazelor brute, rezultate atît la fabricarea semicocsului, cît şi a cocsului mărunt de fluidizare. Aceasta a urmărit transportul gazului brut la focarul cazanului termocentralei şi arderea acestuia pentru obţinerea aburului necesar producerii energiei electrice. A doua direcţie o constituie lucrarea de faţă, care urmăreşte epurarea umedă a acestor gaze brute. Experimentările s-au efectuat pe parcursul a 600 h, urmărind în principal următoarele: posibilităţile de epurare umedă a gazelor brute de semicocs şi cocs fluidizat; calitatea materialelor solide recuperate şi utilizarea acestora; separarea materialului din apele de spălare a gazelor brute, cît şi cel reţinut de la hotele aferente răcitoarelor de produs; instalaţia şi utilajele ce ar corespunde epurării umede a gazelor brute şi a celor de la hotele răcitoarelor; determinarea cantităţii de material reţinut utilizînd sistemul de epurare umedă a gazelor după cicloane şi de la hote; determinarea gradului de separare a materialului din apele de spălare utilizînd filtrarea; eficienţa economică estimată la aplicarea acestei tehnologii; investiţia necesară pentru realizarea instalaţiilor de epurare umedă a gazelor brute de cocs.

Experimentările cu instalaţia pilot. Instalaţia pilot (fig. 1) pentru captarea prafului din gazul brut de cocs fluidizat a fost cuplată la un cuptor în circuitul de ieşire a gazelor după ciclonul din treapta a II-a. Ansamblul instalaţiei se compune din următoarele: un hidrociclon; nouă duze pentru stropire; două rezervoare în serie separatoare de praf din apă; o pompă centrifugă multietajată pentru debitarea apei necesare stropirii.

Aşa cum rezultă din figura 1, gazul brut de cocs fluidizat cu o temperatură de 880°C şi o concentraţie de 40 g praf/Nm³ gaz, după ciclonul *5* din treapta a II-a de desprăfuire uscată, avînd o suprapresiune mai mare de 300 mm H_2O, intră tangenţial în hidrociclonul *12*, unde este stropit cu apă din reţeaua de apă industrială sub presiune *17*. Gazul are o viteză de 24 m/s la intrarea în hidrociclon şi 8 m/s la ieşire, ca urmare a reducerii temperaturii de la 880°C la 100°C. În urma spălării şi răcirii gazului brut are loc reţinerea prafului care se scurge împreună cu apa, constituind un şlam în rezervoarele de separare *13* şi *14* şi, în continuare, în melcul transportor *10*, unde se

*) Partea I, revista Metalurgia nr. 12, 1973.

amestecă cu produsul reţinut în treptele de desprăfuire uscată. Presiunea apei de stropire la duze a fost asigurată prin intermediul pompei *16*. Gazul de cocs de fluidizare epurat

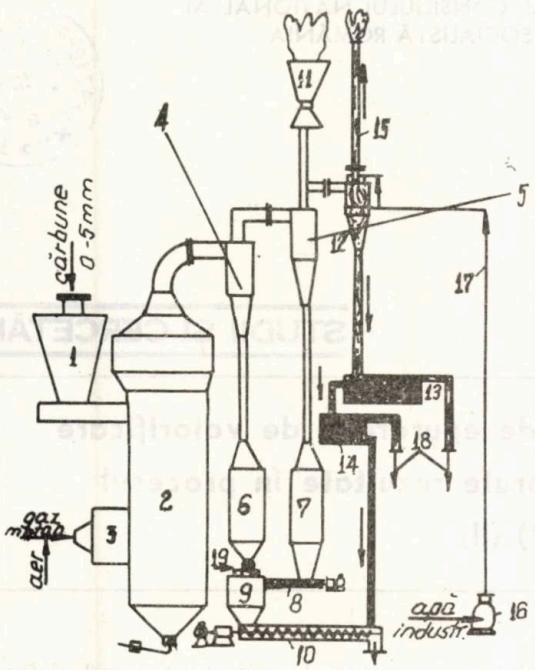


Fig. 1. Instalaţia pilot utilizînd desprăfuirea umedă la cuptorul carbofluid:

1 — buncăr cu melc de alimentare; *2* — cuptor carbofluid; *3* — focar; *4, 5* — cicloane; *6, 7* — buncăre de produs; *8* — melc evacuare produs treapta a II-a; *9* — răcitor produs; *10* — melc evacuare; *11* — faclă; *12* — hidrociclon; *13, 14* — rezervoare; *15* — conductă evacuare gaze epurate; *16* — pompă; *17* — reţea apă stropire; *18* — apă la canal; *19* — apă industrială

umed a fost evacuat la coşul *15* şi ars în atmosferă.

În perioada de experimentare a instalaţiei pentru desprăfuirea umedă a gazelor brute, rezultate la fabricarea cocsului mărunt de fluidizare, cuptorul a fost alimentat cu cărbune 0—5 mm. Agentul de fluidizare s-a obţinut prin arderea gazului metan cu exces de aer pînă la $\varphi = 1{,}8$.

Materialul reţinut a prezentat analiza tehnică redată în tabela 1.

Tabela 1

Specificaţie	U/M	Rezervor I	Rezervor II	Media
Umiditate totală, W_t	%	76,4	80,0	78,2
Cenuşă, A^{anh}	%	9,6	8,6	9,1
Materii volatile, V^{anh}	%	13,1	12,0	12,5

Experimentările la instalaţia pilot au dus la următoarele concluzii: randament bun utilizînd desprăfuirea umedă; calitatea materialului reţinut întruneşte condiţiile pentru a fi introdus în producţia de semicocs de fluidizare sau chiar în producţia de cocs mărunt; procentul mic de materii volatile indică o cracare avansată suferită de gudroane la temperatura de peste 750°C cu excesul de aer introdus cu agentul de fluidizare, care îl transformă în negru de fum; procentul scăzut de cenuşă influenţează favorabil utilizarea acestuia; cuplarea instalaţiei pentru epurare umedă a gazelor brute nu a influenţat negativ parametrii funcţionali ai procesului tehnologic, menţinîndu-se acelaşi flux gazo-dinamic în instalaţie.

Experimentări cu instalaţia semiindustrială. Rezultatele bune obţinute cu instalaţia pilot au dus la executarea instalaţiei, prezentată în figura 2, pentru epurarea umedă a întregii cantităţi de gaz brut.

Instalaţia se compune din: două hidrocicloane; un rezervor cu două compartimente; un rezervor pentru apa recirculată; două pompe centrifuge multietajate; 30 duze de stropire pentru cele două hidrocicloane; reţele pentru apa de stropire şi evacuare a şlamului (apă + praf de produs recuperat); termocuple pentru măsurarea temperaturii la intrarea şi ieşirea gazului din hidrocicloane.

Lucrările experimentale au constat din racordarea instalaţiei, aşa cum rezultă din figura 2, unde gazul brut după cicloanele din treapta a II-a *3* de desprăfuire uscată intră în cele două hidrocicloane *5*, dispuse în serie cu acestea. După epurarea umedă în hidrocicloane materialul reţinut împreună cu apa de spălare se scurge în rezervoarele de separare *6*, de unde este evacuat în melcul transportor *7*, unde se amestecă cu materialul reţinut în cicloane şi trece în sistemul de transport-expediţie. Apa separată parţial este trecută în rezervorul tampon *8*, unde se completează cu apă industrială *9*, pentru asigurarea debitului necesar de stropire. Apa pentru stropire este refulată în reţeaua *11* de pompa *10*, care asigură o presiune de 8 at; gazul brut epurat umed este evacuat în facla *12* şi ars în atmosferă. Controlul temperaturii la intrarea şi ieşirea din hidrocicloane este măsurat cu ajutorul termocuplelor *13*.

Cuplarea instalaţiei pentru epurare umedă la un cuptor a permis epurarea întregii cantităţi de gaz brut, materialul reţinut prezentînd caracteristicile indicate în tabela 2.

Pentru răcirea mai avansată a gazului brut s-au montat, pe tuburile de evacuare a gazelor

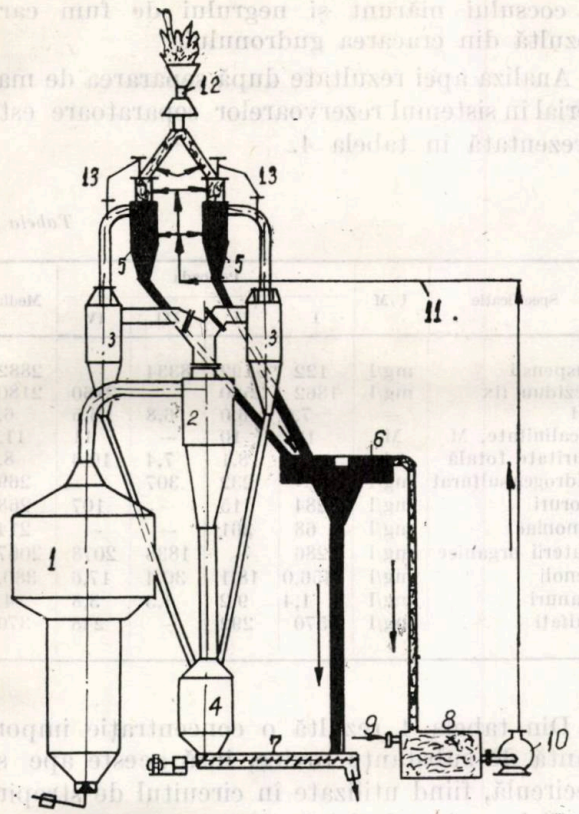


Fig. 2. Instalaţia semiindustrială pentru desprăfuirea umedă a gazelor brute:

1 — cuptor carbofluid; *2* — ciclon treapta I; *3* — ciclon treapta a II-a; *4* — buncăr pentru produs; *5* — hidrocicloane; *6* — rezervoare decantare şi separare şlam de apă; *7* — melc evacuare produs + şlam; *8* — rezervor tampon; *9* — reţea alimentare apă industrială; *10* — pompă; *11* — reţea pentru apă de stropire la hidrocicloane; *12* — faclă; *13* — termocuple

epurate spre faclă, încă şase duze care au permis scăderea temperaturii gazului epurat la 40°C.

Tabela 2

Specificaţie	U/M	Perioada			Media
		I	II	III	
Umiditate totală, W_t	%	75,0	75,0	70,0	73,3
Cenuşă, A^{anh}	%	5,6	5,8	5,0	5,4
Materii volatile, V^{anh}	%	11,8	13,1	13,7	12,9
Sulf total, S^{anh}	%	1,64	1,47	1,40	1,50
Carbon fix, C^{anh}	%	84,1	82,6	81,2	82,6

Această experimentare a scos în evidenţă următoarele:

— Caracteristicile materialului reţinut întrunesc condiţiile de calitate pentru semicocs, avînd avantajul unui procent redus de cenuşă;

— Deşi s-a epurat întreaga cantitate de gaz brut, rezultată la fabricarea cocsului mărunt de fluidizare, nu s-au semnalat depuneri de gudroane în instalaţia de epurare umedă, confirmîndu-se cantitatea scăzută de gudron în gaz;

— Cuptorul carbofluid cuplat cu instalaţia de epurare umedă a funcţionat normal, constatîndu-se o îmbunătăţire, ca urmare a reducerii presiunii din spaţiul de amestec;

— Gazele epurate, deşi răcite la 40°C, au prezentat un volum mare de vapori, fapt ce a determinat arderea acestora la temperatura de 260 — 300°C;

— Separarea materialului reţinut din apa de stropire a fost necorespunzătoare, apele în sistemul de recirculare prezentînd o concentraţie mare de suspensii, din cauza decantării necorespunzătoare în rezervoarele de separare.

Experimentări pentru separarea materialului reţinut de apele de spălare. Pentru separarea materialului din apele utilizate la stropire, s-au efectuat încercări utilizîndu-se spumanţi ca: alchil-aril-sulfonatul de sodiu (deromet) şi ulei de gudron (fracţia fenolică). Spumarea s-a realizat utilizînd aer suflat cu o presiune de 4—6 at. S-a modificat instalaţia în sistemul de evacuare şi separare asigurîndu-se: închizătoare hidraulice pentru colectarea şlamului; s-au înlocuit rezervoarele separatoare de formă paralelipipedică cu rezervoare cilindrice, primul fiind prevăzut cu pîlnie tronconică pentru micşorarea vitezei fluidului încărcat cu materialul reţinut; s-a prevăzut un sistem de preluare mecanică, cu palete, a materialului din cele două rezervoare; s-a asigurat reglarea nivelului în cele două rezervoare utilizînd un regulator de nivel; preluarea şlamului separat s-a realizat mecanic, utilizînd un transportor elicoidal; şlamul cu greutate specifică mare decantat la baza rezervoarelor separatoare s-a preluat cu o pompă şi a fost introdus în melcul de evacuare-şlam. La instalaţie s-a racordat şi sistemul de epurare umedă a vaporilor şi a gazului cu praf rezultat la răcirea cocsului mărunt şi antrenat în hota de aerisire a răcitorului.

În figura 3 este prezentat fluxul instalaţiei de epurare umedă care constă din: pătrunderea gazului brut în cele două hidrocicloane *1* unde este desprăfuit umed, apele de stropire împreună cu materialul reţinut se scurg în închizătoarele hidraulice *2* şi, în continuare, în pîlnia colectoare *3*, care îl dirijează în conul de separare *4*. În continuare materialul, separat în rezervoarele *5* şi *6*, este preluat mecanic de dispozitivul cu palete *7*, care îl deversează în transportorul elicoidal *9*, vărsîndu-l la capăt în răcitorul de produs *10*, unde substituie apa pentru răcire. Pe acelaşi flux, în conul de separare *4* intră prin cădere liberă şi materialul cu apa de stropire realizată în hota de aerisire *19* a răcitorului de produs *10*. Apa, separată din cel de-al doilea rezervor *6*, trece prin regulatorul de nivel *8*, în rezervorul tampon *14*, unde se completează pînă la debitul necesar de stropire cu apă industrială din reţeaua *15*. Din rezervorul tampon *14*, apa este preluată de pompa *16* şi refulată în reţeaua de stropire la hota *19* şi hidrocicloa-

nele *1*. Evacuarea şlamului, depus la baza celor două rezervoare de separare *5* şi *6*, se face prin evacuarea în rezervorul *20* de la baza acestora, de unde este preluat de pompa *21* şi refulat în

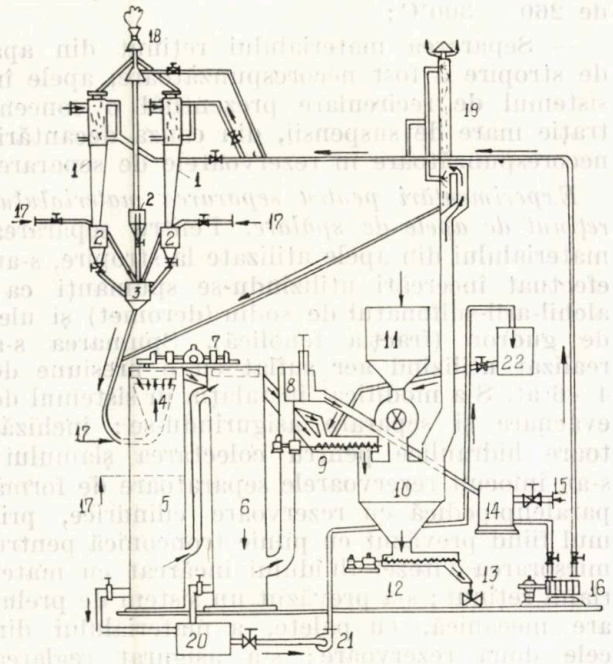


Fig. 3. Schema instalaţiei pentru desprăfuirea umedă a gazelor de fluidizare:

1 – hidrocicloane; *2* – închizătoare hidraulice; *3* – pîlnie colectoare; *4* – con de separare; *5, 6* – rezervoare de separare; *7* – sistem acţionare cu palete; *8* – dispozitiv reglare nivel; *9* – melc transport şlam; *10* – răcitor pentru produs; *11* – buncăr produs; *12* – melc evacuare produs cu şlam; *13* – bandă de transport; *14* – rezervor tampon; *15* – alimentare apă industrială; *16* – pompă; *17* – reţea aer comprimat; *18* – facă; *19* – conductă aerisire; *20* – rezervor; *21* – pompă pentru şlam; *22* – rezervor tampon.

rezervorul tampon *22*, din care, prin scurgere liberă ajunge în transportorul elicoidal de şlam *9*. Spumarea în rezervorul de separare *5* se realizează prin insuflarea de aer comprimat *17*, iar evitarea staţionărilor de material în închizătoare *2* şi conul de separare *4* se face tot cu aer comprimat din reţeaua *17*. Gazul brut după epurare este evacuat la facla *18*.

Caracteristicile tehnice ale materialului reţinut atît prin epurarea gazului brut de cocs, cît şi a celui antrenat cu vaporii în hota de aerisire, sînt redate în tabela 3.

Tabela 3

Specificaţie	U/M	Perioada				Media
		I	II	III	IV	
Umiditate totală, W_t	%	76,0	68,0	78,4	76,2	74,6
Cenuşă, A^{anh}	%	8,5	9,0	8,8	6,5	8,2
Materii volatile, V^{anh}	%	9,2	11,5	14,7	13,9	12,6
Sulf total, S^{anh}	%	1,64	1,70	1,61	1,90	1,71

Umiditatea totală ridicată a materialului separat se datorează porozităţii foarte ridicate a cocsului mărunt şi negrului de fum care rezultă din cracarea gudronului.

Analiza apei rezultate după separarea de material în sistemul rezervoarelor separatoare este prezentată în tabela 4.

Tabela 4

Specificaţie	U/M	Perioada				Media
		I	II	III	IV	
Suspensii	mg/l	122	192	8334	—	2882
Reziduu fix	mg/l	1862	2520	—	2160	2180
*p*H	—	7,0	6,0	6,8	6,5	6,6
Alcalinitate, M	M	12	10	—	11	11,0
Duritate totală	°d	6,2	8,1	7,4	10,6	8,0
Hidrogen sulfurat	mg/l	—	232	307	—	269
Cloruri	mg/l	284	415	—	107	268
Amoniac	mg/l	68	361	—	—	214
Materii organice	mg/l	2286	—	1838	2078	2067
Fenoli	mg/l	1456,0	18,1	30,4	17,6	380,5
Cianuri	mg/l	1,4	9,2	4,3	3,8	4,7
Sulfaţi	mg/l	570	292	—	248	370

Din tabela 4 rezultă o concentraţie importantă de substanţe toxice, însă aceste ape se recirculă, fiind utilizate în circuitul de stropire şi răcire a instalaţiei de epurare umedă.

După hidrocicloane, gazul epurat are o putere calorifică de circa 1 000 kcal/Nm³ gaz, determinată pe baza analizei cu aparatul Orsat.

Variaţia parametrilor cuptorului după cuplarea instalaţiei de desprăfuire umedă a gazelor brute rezultate la fabricarea cocsului fluidizat, ca diferenţă faţă de perioada de referinţă fără cuplare, este redată în tabela 5.

Tabela 5

Parametrii	U/M	Diferenţa
Debit aer	Nm³/h	constant
Debit gaz metan	Nm³/h	constant
Presiune aer	mm H_2O	+50
Presiune gaz metan	mm H_2O	constant
Presiune focar	mm H_2O	−150
Temperatură spaţiu fluidizare	°C	− 30
Temperatură spaţiu liniştire	°C	− 40
Temperatură ciclon treapta I	°C	− 15
Temperatură ciclon treapta a II-a	°C	+110
Temperatură intrare hidrociclon	°C	600
Temperatură ieşire hidrociclon	°C	40–100

Cuptorul a funcţionat normal, îmbunătăţindu-se regimul gazodinamic, ca urmare a reducerii rezistenţelor la ieşire spre faclă, aceasta fiind determinată de reducerea temperaturii

gazului brut la epurarea umedă, în hidrocicloane. Această îmbunătăţire se constată prin reducerea presiunii în focarul cuptorului faţă de perioada de referinţă.

În cadrul instalaţiei (fig. 3) se valorifică în prezent materialul reţinut în sistemul de epurare a vaporilor şi gazelor rezultate la hotele de aerisire a celor trei cuptoare din cadrul bateriei.

Experimentarea filtrării şlamului. Pentru valorificarea materialului reţinut, utilizînd epurarea umedă a gazelor brute de cocs, s-au experimentat mai multe procedee după cum urmează: decantarea liberă, constatîndu-se necesitatea realizării unei suprafeţe mari pentru decantare, ce ocazionează cheltuieli de investiţii ridicate şi un volum mare de manipulare în exploatare; decantarea în rezervoare mecanizate, în care nu s-a realizat o separare optimă, chiar în situaţia utilizării unor spumanţi şi colectori; utilizarea materialului cu apa de stropire pentru răcirea producţiei de cocs în răcitoare, care a dus la un excedent de umiditate, nefiind posibilă această soluţie decît pentru epurarea umedă a vaporilor şi gazelor de la hote. Aceste încercări au dus la concluzia experimentării unui nou sistem de separare prin filtrare, realizat cu instalaţia din figura 4.

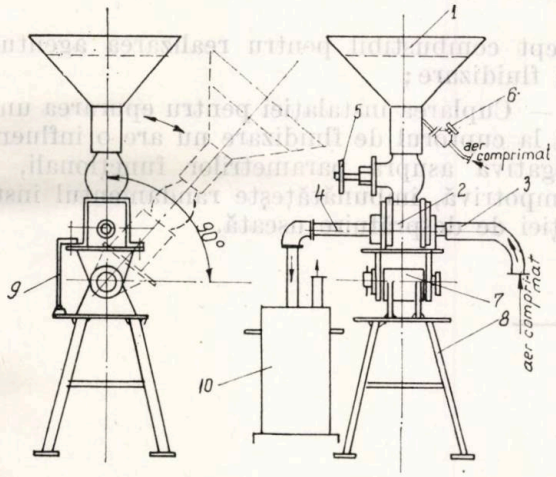


Fig. 4. Instalaţia experimentală pentru filtrarea şlamului:
1 — pîlnie filtrantă; *2* — injector-ejector; *3* — reţea admisie aer comprimat; *4* — reţea evacuare apă filtrată; *5* — robinet; *6* — robinet aer comprimat; *7* — dispozitiv basculant; *8* — suport; *9* — siguranţă; *10* — vas calibra

Cu această instalaţie s-a realizat, în prima fază, filtrarea şlamului reţinut la epurarea umedă de la hote, obţinîndu-se o filtrare corespunzătoare, separarea fiind cantitativă; în filtrat concentraţia de suspensii a fost de 0,95 g/l apă, iar pentru şlamul de la epurarea umedă a gazului brut concentraţia de suspensii a fost de 3 g/l. Filtrarea a decurs în condiţii normale, fără înfundare, respectiv colmatarea pînzei de filtrare. Desprinderea materialului de pe pînza filtrantă s-a făcut prin simplă rabatare a pîlniei filtrante cu un unghi de 90°.

Filtrarea s-a realizat prin crearea unei depresiuni sub pînza filtrantă, cu ajutorul aerului comprimat şi a sistemului injector-ejector *2* (fig. 4).

Din experimentările efectuate rezultă că materialul reţinut atît la hote, cît şi cel din sistemul de epurare umedă a gazelor brute, poate fi separat prin filtrare, fără adaos de spumanţi sau colectori, iar apa filtrată conţine maximum 3 g suspensii/l, ceea ce permite recircularea acesteia fără deranjamente în sistemul de ridicare a presiunii, pentru stropire.

Ansamblul schemei tehnologice pentru valorificare, utilizînd epurarea umedă a gazelor brute rezultate în tehnologia de fabricare a cocsului mărunt prin fluidizare, este redat în schema din figura 5. Instalaţia se compune în principal din: hidrocicloane, separatoare de picături, închizătoare hidraulice, vase tampon şi conducte ca elemente de legătură, filtre rotative celulare cu utilajele anexe, turn de răcire, suflante de preluare a gazului epurat pentru transport spre consumatori şi organe de separare.

Randamentul de epurare umedă a gazelor brute rezultate la fabricarea cocsului fluidizat este total, eliminînd antrenarea de pulberi în atmosferă.

Din cele expuse mai sus rezultă următoarele:

— Lucrările experimentale efectuate au dus la valorificarea epurării umede a vaporilor şi gazelor cu praf antrenate în hotele de aerisire a răcitoarelor de produs;

— Gazele brute rezultate la fabricarea cocsului mărunt de fluidizare se pot epura umed şi procedeul se poate valorifica în instalaţia prezentată (fig. 5);

— Epurarea umedă a gazului brut de cocs asigură un randament bun, iar pentru gazul brut de semicocs este necesar un tratament termic oxidant, care să permită reducerea procentului de gudron. Aplicarea acestei tehnologii conduce la eliminarea poluării cu pulberi şi creşterea eficienţei economice a acestei tehnologii;

— Materialul reţinut întruneşte condiţiile calitative pentru a fi introdus în producţia

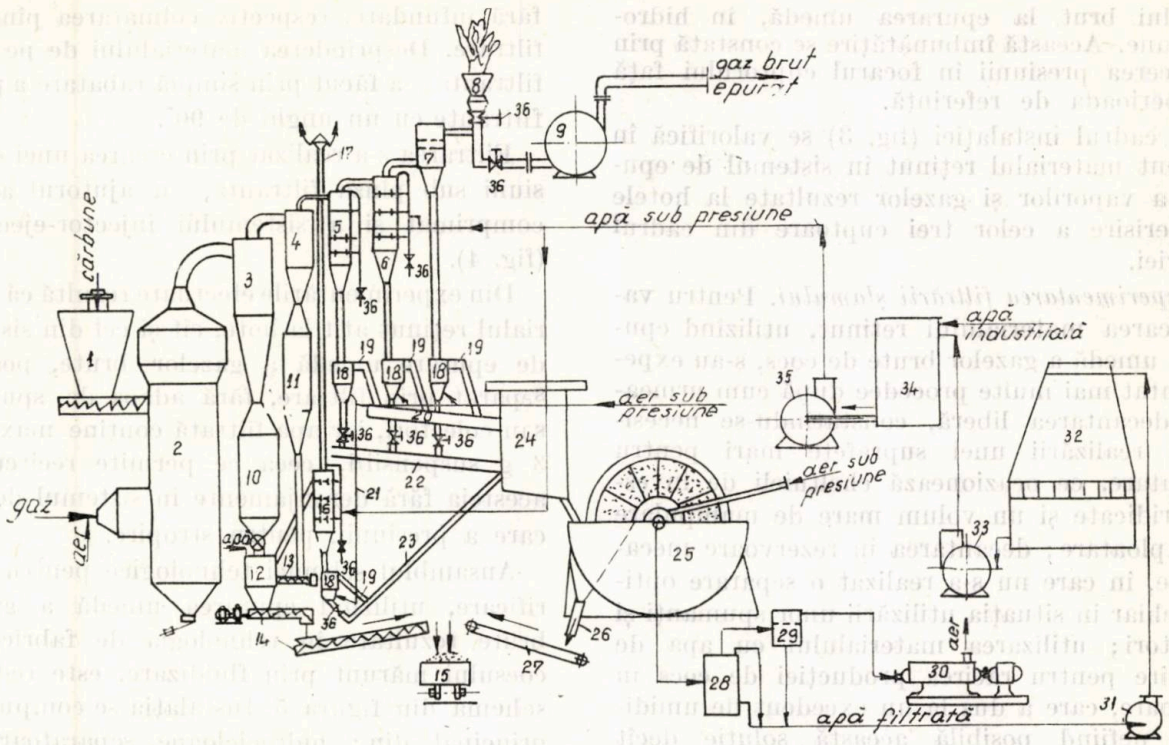


Fig. 5. Schema tehnologică de epurare umedă a gazelor brute rezultate în procesul de fabricare a cocsului mărunt prin fluidizare:

1 — buncăr cu melc de alimentare; *2* — cuptor carbofluid; *3, 4* — cicloane; *5, 6* — hidrocicloane; *7, 29* — reținătoare de picături; *8* — faclă; *9* — suflantă gaz; *10, 11* — buncăre de cocs fluidizat; *12* — răcitor; *13* — transportor elicoidal pentru produs treapta a II-a; *14* — transportor elicoidal produs răcit; *15* — vagon; *16* — hidrociclon epurare hote; *17* — hotă evacuare vapori; *18* — închizătoare hidraulice; *19* — deversoare; *20, 22, 23* — jgheaburi evacuare șlam; *21* — rețea aer suflat; *24* — rezervor tampon; *25* — filtru rotativ celular; *26* — jgheab evacuare material filtrat; *27* — bandă transportoare; *28* — recipient; *30* — pompă de vid cu inel de apă; *31* — pompă apă filtrată; *32* — turn răcire apă filtrată; *33* — pompă vehiculare apă filtrată și răcită; *34* — recipient apă pentru stropire; *35* — pompă cu presiune de peste 6 at; *36* — dispozitive de închidere (vane) pentru aer și gaz

curentă de cocs mărunt de fluidizare sau valorificat ca semicocs cu indici calitativi superiori;

— Gazul epurat de pulberi avînd o putere calorifică de circa 1 000 kcal/Nm³ poate fi valorificat energetic într-o termocentrală sau drept combustibil pentru realizarea agentului de fluidizare;

— Cuplarea instalației pentru epurarea umedă la cuptorul de fluidizare nu are o influență negativă asupra parametrilor funcționali, ci, dimpotrivă, îmbunătățește randamentul instalației de desprăfuire uscată.

Dr. ing. M. Guțu
Institutul politehnic — București
și mat. Ileana Guțu
Institutul central de conducere și informatică
București

Modelarea matematică a procesului de laminare la rece a benzilor din oțel*)

CZ 621.771.23.001.57

Conducerea complexă cu calculatoare electronice a procesului de laminare la rece a benzilor din oțel este astăzi o realitate necesară, impusă de productivitățile înalte și condițiile de calitate cerute. Acest proces are loc la laminoare tandem cu viteze și eforturi deformatoare ridicate, cu exigență pentru respectarea dimensiunilor. Numărul mare de parametri de lucru, participanți la proces, face ca automatizarea convențională să fie depășită, apelîndu-se la o conducere simultan multilaterală și rapidă. Utilizarea avantajelor calculatorului electronic numeric, cuplat on-line și dotat cu un model matematic de calcul reprezintă soluția optimă. Modelul matematic, care se pretează cel mai bine pentru conducerea unui astfel de proces, are caracter calculatoriu predictiv atît pentru fazele staționare, cît și pentru perioadele tranzitorii.

Variabilele lui de intrare sînt : grosimile benzii laminate la cald și de intrare în cajele în tandem, lățimea benzii, diametrul cilindrilor de lucru, viteza periferică a cilindrilor de lucru, reducerea relativă într-o cajă, reducerea relativă totală. Variabilele de ieșire, rezultate prin calcul sînt : forța de laminare, puterea de acționare, grosimile de ieșire din caje (acestea devin grosimi de intrare pentru cajele următoare), tensiunile din bandă, coeficientul de frecare în zona de deformație. Funcția de performanță a procesului poate viza diferiți parametri tehnici sau indicatori economici. Dată fiind importanța rigurozității dimensionale se optează pentru obiectivul realizării unor grosimi de bandă cît mai apropiate de grosimile specificate, deci unor variații minime. Procesul de laminare se desfășoară simultan în cajele tandem, care constituie unități de sine stătătoare. Modelul matematic se atribuie deci fiecărei caje în parte. Corelațiile fizice existente între parametrii de lucru ai cajelor (reduceri, tensiunile de bandă) obligă la considerarea acestor interacțiuni reflectate în model. Numărul mare de parametri și legăturile de dependență între ei, pe de o parte, și numeroasele cauze perturbatoare ale procesului, pe de altă parte, sînt argumente puternice pentru a înclina spre prelucrarea statistică a datelor de măsurare și deducerea ecuațiilor de regresie. Necesitatea pentru exactitatea calculelor și caracterul generalizator al modelului a impus utilizarea unui volum important de date de măsurare (peste 15 000 date).

Prima etapă a elaborării modelului matematic de conducere este definirea strategiei lui de lucru. Ea pornește de la realizarea uniformității grosimii benzii în fiecare cajă, în raport cu schema de laminare dată, prin reglarea saltului dintre cilindri. În acest scop este necesară cunoașterea forței de laminare, care variind, produce deformații elastice variabile ale cajelor. Stăpînirea grosimii benzii presupune compensarea în orice moment a acestor variații în vederea menținerii constanței saltului dintre cilindri. Compensarea deformațiilor elastice este corelată cu respectarea profilului transversal al benzii, fapt care impune limite în procesul de reglare, în funcție de duritatea cajei [1].

Îndeplinirea funcției de performanță propuse trebuie să respecte limitele puterilor instalate ale motoarelor de acționare a cajelor. În acest sens modelul matematic va dispune de o ecuație de calcul a puterii atît pentru mersul în regim, cît și pentru perioadele de accelerare și frînare. Numai dacă puterea necesară reducerii benzii într-o cajă este acceptată, se poate trece la calculul forței de laminare, respectiv la poziționarea corectă a cajei în vederea obținerii grosimii dorite.

Etapa tactică de elaborare a modelului privește definirea conceptului ecuațiilor de calcul. Punctul de pornire l-au constituit ecuațiile fizice de dependență, modificate ulterior în sensul facilitării analizei de regresie sau utilizării viitoare în calculatorul de proces.

Forța de laminare este un parametru cu dependențe multiple. Numărul mare de metode de calcul atestă faptul că nu sînt cunoscute sau verificate toate influențele care concură la definirea ei. În cazul laminării la rece a benzilor din oțel s-au impus metoda Bland, Ford și Ellis și metoda Stone. Ambele sînt concepute însă pentru calcule manuale, nepretîndu-se la calculele rapide pe calculatorul de proces. Pentru simplificare se introduce ipoteza din metoda Stone, prin care se admite în întregul volum al zonei de deformație o presiune medie constantă, egală cu presiunea medie la suprafața de contact cilindru-bandă. Această identitate se bazează pe echivalența lucrului mecanic de deformație, care se traduce grafic printr-o egalitate de suprafețe. Existența tensiunilor în bandă la capetele zonei de

*) Articolul sintetizează o parte din teza de doctorat a primului autor, intitulată „Contribuții la modelarea matematică a procesului de laminare la rece a benzilor"

deformație micșorează presiunea de contact. Presiunea medie de contact are deci expresia:

$$p_m = 1{,}15\ \sigma_{cm} - \frac{\sigma_s + \sigma_f}{2} \qquad (1)$$

Pentru determinarea lui σ_{cm} se poate folosi relația de proporționalitate în raport cu σ_{cf}

$$\sigma_{cm} = k \cdot \sigma_{cf}, \qquad (2)$$

admițînd o variație aproximativ liniară a rezistenței la curgere de-a lungul arcului de contact.

În expresia lui p_m nu este conținută contribuția frecării. Ea este considerată printr-un factor de directă proporționalitate G_1, care cuprinde mărimea coeficientului de frecare μ, similar cu factorul din ecuația Bland, Ford și Ellis. Determinări experimentale au confirmat constanța coeficientului de frecare în funcție de viteza de laminare, pentru un anumit domeniu de reduceri ale grosimii benzii (pentru o anumită cajă) [2]. Un al doilea factor de proporționalitate G_2, cu participare în formularea matematică a forței de laminare, ține seamă de influența grosimii benzii h_f. Cu scăderea grosimii benzii crește forța de laminare, ceea ce în ecuația Bland, Ford și Ellis este prins ca factorul:

$$Ø = \alpha \cdot \sqrt{\frac{R'}{h_f}} \qquad (3)$$

Forța de laminare depinde și de lungimea proiectată a arcului de contact aplatizat, l'_c, unde:

$$l'_c = \sqrt{R' \cdot \Delta h} \qquad (4)$$

Influența combinată a lui Δh și h_f sub forma radicalului $\sqrt{\frac{\Delta h}{h_f}}$ complică calculele, ceea ce a determinat renunțarea la puterea 0,5 și introducerea directă a expresiei reducerii relative. De asemenea s-a simplificat prin înlocuirea razei arcului aplatizat la puterea 0,5 din Ø, prin diametrul D al cilindrului de lucru nedeformat. Aproximările sînt parțial compensatorii, ceea ce reduce din imprecizia de calcul.

Forța de laminare variază direct proporțional cu lățimea benzii B. Pentru micșorarea numărului variabilelor s-a trecut la forma de calcul a forței raportate la unitatea de lățime:

$$f = \frac{F}{B} \qquad (5)$$

Ecuația de model a forței de laminare va avea deci forma:

$$f = p_m \cdot D \cdot e \cdot G_1 \cdot G_2 \qquad (6)$$

sau explicitînd:

$$f = \left(1{,}15\ k \cdot \sigma_{cf} - \frac{\sigma_s + \sigma_f}{2}\right) \cdot D \cdot e \cdot G_1 \cdot G_2 =$$

$$= 1{,}15 \cdot k \cdot \sigma_{cf} \cdot e \cdot G_1 \cdot G_2 - 0{,}5 \cdot \sigma_s \cdot D \cdot e \cdot$$

$$\cdot G_1 \cdot G_2 - 0{,}5 \cdot \sigma_f \cdot D \cdot e \cdot G_1 \cdot G_2 \qquad (7)$$

Prin restrîngerea în funcție de coeficienți, ecuația generală a forței de laminare pe unitate de lățime este:

$$f = K_9 \cdot \sigma_{cf} \cdot D \cdot e + K_{10} \cdot \sigma_s \cdot D \cdot e + \qquad (8)$$

$$+ K_{11} \cdot \sigma_f \cdot D \cdot e$$

Ecuația de modelare a puterii pornește de la relația fizică:

$$P = \frac{M_{mot} \cdot n_{mot}}{975} \qquad (9)$$

unde cuplul motor trebuie să egaleze cuplul total rezistent:

$$M_{mot} = M_{lam} + M_{fr} + M_{gol} \pm M_{din} \qquad (10)$$

M_{mot} depinde de caracteristicile constructive ale cajei, de procesul de laminare și de regimul cinematic (static, accelerare, frînare). Pentru simplificare M_{mot} se calculează, ca și forța, raportat la unitatea de lățime de bandă. Forța de laminare generează pe fiecare cilindru o forță de frecare tangențială și orientată în sens invers înaintării benzii. Forța de frecare se calculează cu coeficientul de frecare μ, iar cuplul rezistent corespunzător, prin amplificare cu raza $\frac{D}{2}$. Cuplul de laminare se completează cu efectul tensiunilor, tensiunea din față ajutînd și tensiunea din spate frînînd trecerea benzii $\left[(\sigma_s \cdot h_0 - \sigma_f \cdot h_f) \cdot \frac{D}{2}\right]$. Grosimea de intrare se exprimă funcție de grosimea de ieșire

$$h_0 = h_f(1 + e) \qquad (11)$$

paranteza $(1 + e)$ intrînd ca o constantă în coeficienții ecuației. Cuplul frecărilor din lagăre și din transmisie depinde de forța de laminare în relație direct proporțională. Influența lui se include în coeficienții expresiei cuplului de laminare, ca și cînd deformația ar avea loc cu un cuplu sporit. Cuplul de mers în gol este un termen fix de valoare redusă și apare în ecuația de calcul ca termen liber. În regim tranzitoriu (accelerare, frînare) acest termen liber se suplimentează în sens pozitiv sau negativ,

datorită cuplului dinamic. Întrucît accelerările și frînările au loc cu aceeași accelerație, respectiv decelerație, termenul liber va lua trei valori constante corespunzătoare: regimului static, perioadei de accelerare și perioadei de frînare. Ecuația cuplului motor raportat la unitatea de lățime este:

$$m = k_{12} \cdot \sigma_{cf} \cdot e \cdot D^2 + k_{13} \cdot \sigma_s \cdot e \cdot D^2 + \\ + k_{14} \cdot \sigma_f \cdot e \cdot D^2 + k_{15} \cdot \sigma_s \cdot h_f \cdot D + \\ + k_{16} \cdot \sigma_f \cdot h_f \cdot D + k_{17\ R,A,F} \quad (12)$$

Turația motorului se exprimă în funcție de viteza periferică a cilindrilor de lucru și de raportul de transmisie

$$n_{mot} = \frac{60 \cdot v_c \cdot i_t}{\pi \cdot D} \quad (13)$$

Înlocuind (12) și (13) într-o ecuație de tip (9), raportată la mm lățime de bandă rezultă:

$$p = K_{12} \cdot \sigma_{cf} \cdot e \cdot D \cdot v_c + K_{13} \cdot \sigma_s \cdot e \cdot D \cdot v_c + \\ + K_{14} \cdot \sigma_f \cdot e \cdot D \cdot v_c + K_{15} \cdot \sigma_s \cdot h_f \cdot v_c + \\ + K_{16} \cdot \sigma_s \cdot h_f \cdot v_c + K_{17\ R,A,F} \cdot v_c \cdot D^{-1} \quad (14)$$

Indicii R, A, F au semnificația: R — regim, A — accelerare, F — frînare.

În ecuațiile așteptate (8) și (14) intervin σ_{cf}, σ_s și σ_f. Rezistența la curgere a benzii pentru diferite grade de ecruisare se calculează prin ecuații de regresie, în funcție de reducerea totală a benzii față de grosimea inițială. În [3] sînt prezentate aceste ecuații pe mărcile de oțeluri laminate curent avînd forma:

$$\sigma_{cf} = K_1 + K_2 \cdot e_{tot} + K_3 \cdot e_{tot}^2 + K_4 \cdot e_{tot}^3 \quad (15)$$

Tensiunile dintre caje, respectiv dintre caja 1 și desfășurător, respectiv între caja ultimă și înfășurător, crează în tronsoanele respective de bandă o solicitare de întindere elastică. Aceste tronsoane sînt separate între ele prin zonele de deformație plastică din caje. Tensiunea de întindere va fi:

$$\sigma_i = E \cdot \frac{\Delta L}{L} \quad (16)$$

Modulul de elasticitate E are valori crescînde de la un tronson la altul, odată cu creșterea gradului de ecruisare. Alungirea ΔL este datorată diferenței de viteze la ieșirea din, respectiv ntrarea în tronsonul de bandă și poate fi identificată cu diferența de lungime parcursă într-un timp t cu cele două viteze:

$$\Delta L = (v_{ieș} - v_{intr}) \cdot t \quad (17)$$

$$\text{Deci: } \frac{\Delta L}{L} = \frac{(v_{ieș} - v_{intr}) \cdot t}{v_{intr} \cdot t} = \frac{v_{ieș}}{v_{intr}} - 1 \quad (18)$$

Vitezele $v_{ieș}$ și v_{intr} se pot exprima în funcție de vitezele periferice ale cilindrilor de lucru, prin intermediul avansului și întîrzierii:

$$v_{ieș} = v_c \cdot (1 - \hat{\imath}) \quad (19)$$

$$v_{intr} = v_{cp} \cdot (1 + a_p) \quad (20)$$

Înlocuind (19) și (20) în (18) și apoi (18) în (16) rezultă:

$$\sigma_i = E \cdot \left[\frac{v_c \cdot (1 - \hat{\imath})}{v_{cp} \cdot (1 + a_p)} - 1 \right] \quad (21)$$

Întîrzierea este puțin folosită în calcule și se înlocuiește prin avans, în baza legii continuității:

$$h_0 \cdot v_c \cdot (1 - \hat{\imath}) = h_f \cdot v_c \cdot (1 + a) \quad (22)$$

Notînd raportul grosimilor: $\lambda = \frac{h_0}{h_f}$ (23)

rezultă:

$$\hat{\imath} = 1 - \frac{1 + a}{\lambda} \quad (24)$$

și, mai departe:

$$\sigma_i = E \cdot \left[\frac{v_c \cdot (1 + a)}{v_{cp} \cdot \lambda \cdot (1 + a_p)} - 1 \right] \quad (25)$$

Ecuația (25) denotă dependența exclusivă a tensiunilor de viteze, dacă se admit E și λ constante. Influența avansurilor a și a_p este mică în raport cu valorile v_c și v_{cp}, ceea ce face să se renunțe la ele. Pentru caja studiată se pot scrie deci ecuațiile tensiunilor:

$$\sigma_s = K_5 \cdot \frac{v_c}{v_{cp}} + K_6 \quad (26)$$

$$\sigma_f = K_7 \cdot \frac{v_{cu}}{v_c} + K_8 \quad (27)$$

Odată exprimate ecuațiile de calcul ale modelului: (15), (26), (27), (8) și (14), într-o formă fizică așteptată, s-a trecut la etapa operatorie:

definirea lor cifrică prin analiză de corelaţie şi regresie. Concomitent s-a verificat justeţea dependenţelor dintre parametri cu ajutorul coeficienţilor de corelaţie şi histogramelor. Datele de măsurare au fost grupate în ordine ierarhică pe mărci de oţeluri, grupe de grosimi şi regimuri cinematice. Această defalcare amănunţită a fost impusă de varietatea mare a datelor şi intervalelor lor largi de variaţie, în vederea obţinerii unei precizii cît mai avansate. Coeficienţii de corecţie simplă şi multiplă se situează de preferinţă în zona 0,8 — 0,95, ceea ce dovedeşte fidelitatea dependenţelor preconizate şi ecuaţiilor calculate. Testarea ecuaţiilor a scos în evidenţă erori plasate în intervalul de maximum $\pm$ 5%, ceea ce poate fi considerat perfect satisfăcător.

Modelul matematic alcătuit din ecuaţiile amintite mai sus este programabil pentru a fi preluat de calculatorul numeric românesc FELIX C — 256. Programele de calcul cuprind următoarele subrutine, utilizate în succesiunea enumerării :

— calculul reducerii în cajă, e ;
— calculul reducerii totale, e_{tot} ;
— calculul rezistenţei la curgere, σ_{cf} ;
— calculul tensiunilor, σ_s şi σ_f ;
— calculul puterii, P şi verificarea în raport cu puterea nominală (respectiv maximă) ;
— recalcularea puterii P (dacă este cazul) pentru o reducere micşorată e ;
— calculul forţei de laminare, F ;
— calculul poziţiei cilindrilor de lucru.

Executarea calculelor presupune existenţa unei scheme complete de comandă automată a laminorului, în a cărei componenţă să intre mesdoze, dispozitive de măsurare a grosimii benzii după fiecare cajă, regulatoarele corespunzătoare, interfaţa pentru cuplarea la calculator.

Lista de simboluri

σ_{co} — rezistenţa la curgere, la intrarea în cajă, kgf/mm²
σ_{cf} — rezistenţa la curgere, la ieşirea din cajă, kgf/mm²
σ_{cm} — rezistenţa medie la curgere, kgf/mm²
σ_s — tensiunea din spate în bandă, kgf/mm²
σ_f — tensiunea din faţă în bandă, kgf/mm²
p_m — presiunea medie de contact în zona de laminare, kgf/mm²
μ — coeficientul de frecare lichidă în zona de laminare
h_f — grosimea la ieşirea din cajă, mm
α — unghiul de contact, în radiani
R' — raza arcului aplatizat de contact, mm
l'_c — lungimea proiectată a arcului aplatizat de contact, mm
Δh — reducerea pe trecere, mm
e — reducerea relativă pe trecere, în fracţii zecimale
D — diametrul cilindrilor de lucru, mm
B — lăţimea benzii, mm
F — forţa de laminare, kgf
f — forţa de laminare raportată la mm lăţime de bandă, kgf/mm
P — puterea totală de acţionare (ambii cilindri), kW
M_{mot} — cuplul motor total, kgfm
M_{lam} — cuplul de laminare, kgfm
M_{fr} — cuplul frecărilor din lagăre şi transmisie, kgfm
M_{gol} — cuplul de mers în gol, kgfm
M_{din} — cuplul dinamic, kgfm
h_0 — grosimea de intrare în cajă, mm
n_{mot} — turaţia motoarelor de acţionare, rot/min
v_c — viteza periferică a cilindrilor de lucru, m/s
i_t — raportul de transmisie motor-cilindru de lucru
η_{tot} — randamentul total al transmisiei
p — puterea totală de acţionare pe unitate de lăţime de bandă, kW/mm
e_{tot} — reducerea totală, în fracţii zecimale
σ_i — tensiunea de întindere elastică în bandă, kgf/mm²
E — modulul de elasticitate (Young), kgf/mm²
ΔL — alungirea elastică, mm
L — lungimea tronsonului de bandă, mm
v_{ies} — viteza de ieşire din tronsonul de bandă, m/s
v_{intr} — viteza de intrare în tronsonul de bandă, m/s
v_{cp} — viteza periferică a cilindrilor de lucru în caja precedentă, m/s
i — întîrzierea, în fracţii zecimale
a_p — avansul în caja precedentă, în fracţii zecimale
a — avansul, în fracţii zecimale
λ — raportul grosimilor, respectiv alungirea prin laminare
v_{cu} — viteza periferică a cilindrilor de lucru în caja ulterioară, m/s

BIBLIOGRAFIE

[1] Guţu M. şi Dîrlogea S. *Studiul şi calculul deformării elastice a cajelor de laminare a benzilor.* Metalurgia, nr. 2, 1974, p. 94.

[2] Funke P. şi Reihlen H. *Untersuchungen zur Walztechnik einer viergerüstigen Kaltwalz — Tandemstrasse.* Stahl und Eisen, nr. 5, 1966, p. 245.

[3] Guţu M. *Exprimarea matematică a ecruisării benzilor din oţel laminate la rece,* (în curs de publicare).

Dr. chim. E. Cohn, dr. ing. C. Cosneanu și ing. V. Petrescu

Institutul de cercetări și proiectări tehnologice pentru sectoare calde — București

Contribuții la îmbunătățirea dezbaterii amestecurilor întărite cu silicat de sodiu

CZ 621.742.4

Amestecurile cu silicat de sodiu se caracterizează prin aceea că, sub influența bioxidului de carbon, se întăresc fără eliminarea umidității. În acest caz procesul fizic de evaporare a umidității este înlocuit cu procesul de imobilizare a acesteia, în timpul formării gelului de acid silicic.

O altă particularitate a acestor amestecuri constă în creșterea bruscă a rezistenței, chiar în condițiile unei parțiale îndepărtări a umidității. Aceste particularități tehnologice au permis mărirea productivității muncii, renunțarea parțială sau totală la uscătoarele de forme și miezuri, precum și la transporturile interfazice corespunzătoare, creșterea preciziei dimensionale a miezurilor și formelor, mărirea producției specifice și scăderea prețului de cost al pieselor turnate.

Îmbunătățirea în continuare a tehnologiei de formare în amestecuri întărite cu CO_2 se poate realiza pe baza:

a) studierii proceselor care se desfășoară în timpul întăririi acestuia în scopul realizării unui control eficace asupra valorilor de rezistență și permeabilitate în funcție de natura aliajului care se toarnă (fontă, oțel sau aliaje neferoase);

b) analizei proceselor termodistructive care se petrec în miezuri și forme după turnarea aliajelor în scopul găsirii unor soluții tehnologice care să ducă la o ușoară dezbatere;

c) generalizării experienței acumulate în turnătoriile cu un grad ridicat de tehnicitate;

d) regenerării amestecurilor.

Problema cea mai importantă, care preocupă majoritatea specialiștilor din turnătorie care lucrează cu amestecurile întărite cu CO_2, este aceea a îmbunătățirii gradului de dezbatere și reducerea importantă a cazurilor de îmbolnăvire prin silicoză a muncitorilor care efectuează operațiile de curățare și finisare a pieselor turnate.

Desigur că în afara acestor probleme o importanță majoră o prezintă și găsirea soluțiilor tehnologice pentru regenerarea amestecului vechi, care în prezent se elimină în întregime din turnătorie la haldă. În acest fel se înregistrează pe întreaga economie mari pierderi de nisip de cea mai bună calitate, precum și creșterea costurilor de fabricație, ca urmare a vehiculării unor mari cantități de materii prime necesare turnătoriilor care lucrează cu amestecuri întărite cu CO_2.

Lipsa unor soluții tehnologice pozitive în problemele amintite a determinat pe unii specialiști să emită părerea că tehnologia de formare cu amestecuri întărite cu CO_2 cunoaște o stagnare, iar în viitorii ani se poate trece la înlocuirea acesteia cu amestecurile pe bază de rășini sintetice.

După părerea autorilor această concluzie este numai în parte întemeiată, deoarece în prezent amestecurile realizate cu diferite tipuri de rășini sintetice cu întărire la rece sînt scumpe și pot fi obținute numai din import, iar durata de întărire mai mare a acestora nu permite realizarea unor productivități atît de mari ca cele care se obțin la folosirea amestecurilor întărite cu CO_2.

În sprijinul acestei afirmații se aduc următoarele argumente:

— în țările dezvoltate industrial, ca Anglia, Franța, S.U.A., Cehoslovacia ș.a., se construiesc noi turnătorii în care se aplică pe scară largă amestecurile întărite cu CO_2 (sub formă de diverse tehnologii);

— marile firme europene și americane care fabrică utilaje de turnătorie produc o gamă largă de mașini de miezuire prin împușcare care folosesc amestecurile întărite cu CO_2;

— consumul de silicat de sodiu utilizat în turnătoriile americane este în continuă creștere (fig. 1);

— în unele țări dezvoltate industrial ca Franța, R.F.G., Anglia, Japonia și altele,

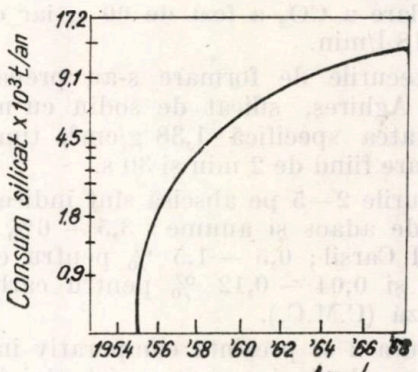


Fig. 1. Consumul de silicat de sodiu în turnătoriile din S.U.A., în t/an, în perioada 1954—1968

au fost realizate importante perfecționări ale tehnologiei de folosire a amestecurilor întărite cu CO_2, legate de îmbunătățirea dezbaterii și

regenerarea acestora în proporţie de minimum 60 % [1]—[7].

Ţinînd seamă de aceste constatări, privind stadiul actual şi evoluţia tehnologiei de formare-miezuire a amestecurilor întărite cu CO_2 în ţările avansate industrial, se apreciază că şi în R.S. România sînt justificate eforturile care se fac pentru reconsiderarea acestui procedeu, prin îmbunătăţirile care i se aduc în legătură cu uşurarea dezbaterii acestuia.

Majoritatea cercetărilor întreprinse au căutat să îmbunătăţească dezbaterea pieselor prin adăugarea în amestecurile de formare-miezuire a unor substanţe organice sau anorganice. În unele cazuri eficacitatea acestor adaosuri a fost apreciabilă, iar în alte cazuri influenţa a fost neînsemnată. Din aceste motive unele şi aceleaşi adaosuri au fost apreciate de diferiţi autori ca avînd acţiuni diametral opuse [8]—[25].

Cauza principală a unor astfel de aprecieri diferite constă în condiţiile deosebite de temperatură şi a modului de preparare a amestecurilor respective, precum şi a utilizării unor metode diferite şi uneori necorespunzătoare pentru aprecierea gradului de dezbatere a amestecurilor cu CO_2.

Pentru determinarea gradului de dezbatere s-a adoptat metoda care utilizează epruvete cu diametrul de 50 mm şi înălţimea de 30 mm, obţinute prin trei lovituri consecutive la soneta de laborator. Epruvetele astfel obţinute au fost supuse şocului termic în intervalul de temperatură 20—900°C, timp de 15 min, urmat de o răcire în aer, şi apoi supuse şocului mecanic de dezbatere conform metodei descrise în lucrarea [8]. În paralel s-au confecţionat şi epruvete standard pentru determinarea rezistenţei la compresiune, care au fost supuse acelorași condiţii de temperatură ca şi probele cu înălţimea de 30 mm.

Pentru toate determinările efectuate timpul de insuflare a CO_2 a fost de 60 s, iar debitul, de 16—18 l/min.

Amestecurile de formare s-au preparat cu nisip de Aghireş, silicat de sodiu cu m = 2,8 şi greutatea specifică 1,38 g/cm³, timpul de amestecare fiind de 2 min şi 30 s.

În figurile 2—5 pe abscisă sînt indicate cantităţile de adaos şi anume: 3,5 — 6% pentru produsul Carsil; 0,5 — 1,5 % pentru celelalte produse şi 0,04 — 0,12 % pentru carboximetilceluloză (C.M.C.).

În figura 2 se prezintă comparativ influenţa diferitelor adaosuri asupra rezistenţei la compresiune la temperatura ambiantă a amestecului cu 6 % silicat de sodiu.

Din datele comparative prezentate se constată că toate adaosurile, cu excepţia produsului Carsil, micşorează rezistenţa la compresiune a amestecurilor întărite cu CO_2.

Întrucît rezistenţa la compresiune de 14 kgf/cm² este suficientă pentru necesităţile practice, se consideră că produsul Carsil poate fi utilizat în proporţii de 3,5 — 4,0 %, fără ca în amestec să se mai adauge silicat de sodiu.

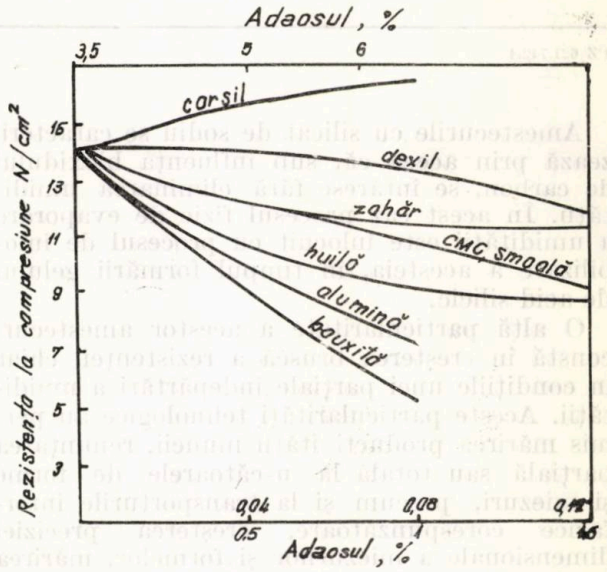


Fig. 2. Influenţa diferitelor adaosuri asupra rezistenţei la compresiune a amestecurilor preparate cu 6 % silicat de sodiu şi întărite cu bioxid de carbon

Adaosurile de dexil, zahăr şi smoală, micşorează valorile de rezistenţă la compresiune a amestecurilor în limite acceptabile şi, ca urmare, pot fi considerate ca produse corespunzătoare.

Alumina, bauxita şi huila determină scăderi bruşte ale valorilor rezistenţei la compresiune,

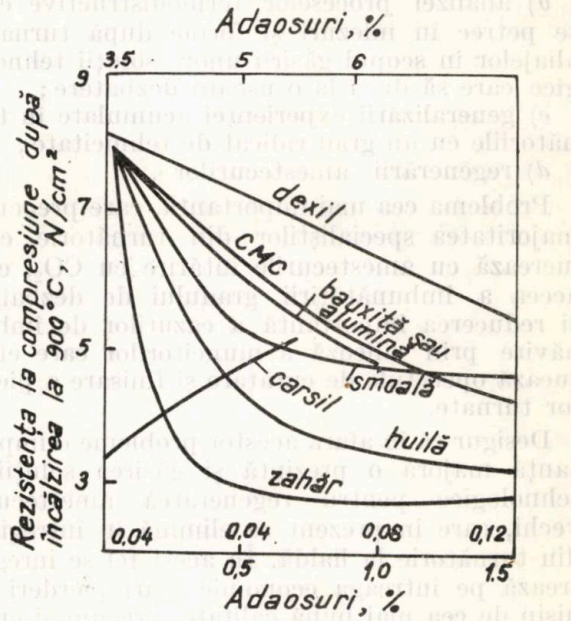


Fig. 3. Influenţa unor adaosuri (în diferite proporţii) introduse în amestecurile de formare cu 6 % silicat de sodiu, asupra rezistenţei la compresiune a probelor încălzite la 900°C şi răcite la temperatura mediului ambiant

făcînd amestecurile inutilizabile în practica industrială.

În figura 3 se prezintă variaţia rezistenţei la compresiune a probelor încălzite la temperatura de 900°C şi răcite la temperatura mediului ambiant.

Cele mai accentuate scăderi ale rezistenţei la compresiune sînt provocate de adaosurile de zahăr, Carsil şi huilă.

În figurile 4 şi 5 sînt prezentate rezultatele încercărilor de evaluare a gradului de dezbatere prin numărul de lovituri aplicate la soneta de laborator probelor cu diametrul de 50 şi înălţimea de 30 mm înainte de şocul termic (fig. 4) şi după aplicarea acestuia (fig. 5)

Din datele prezentate rezultă că cea mai mare eficacitate o are produsul Carsil care, în proporţii de 3,5 %, asigură o bună dezbatere a amestecurilor de formare întărite cu CO_2. Rezultate eficiente se pot obţine prin adăugarea unor amestecuri de mai multe produse care, în proporţii bine definite, pot asigura realizarea unei rezistenţe mecanice corespunzătoare ($\sigma_c > 10$ kgf/cm²), iar după aplicarea şocului termic, un grad avansat de dezbatere.

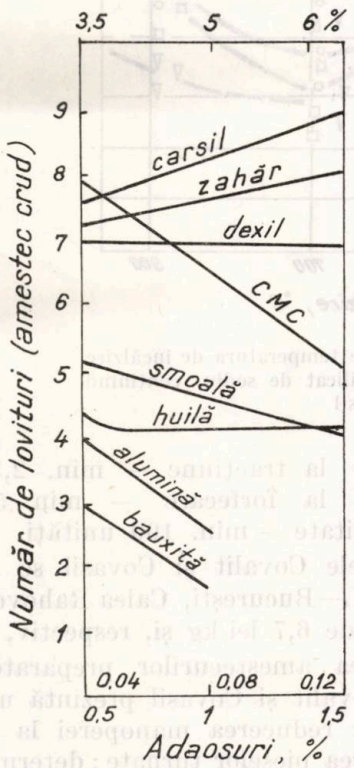


Fig. 4. Influenţa unor proporţii de adaosuri introduse în compoziţia amestecurilor de formare cu 6 % silicat de sodiu, asupra numărului de lovituri necesare pentru sfărîmarea epruvetelor înainte de tratarea termică a acestora

Pe baza acestei concluzii importante, în laboratoarele I.C.P.T.S.C., s-au realizat două produse cu denumirile comerciale de Covalit şi Covasil, care asigură satisfacerea deziderateltelor amintite mai sus.

Covasilul este un produs lichid de culoare verde deschis, cu densitatea de 1,50 gf/cm³, iar Covalitul, un produs pulverulent, de culoare

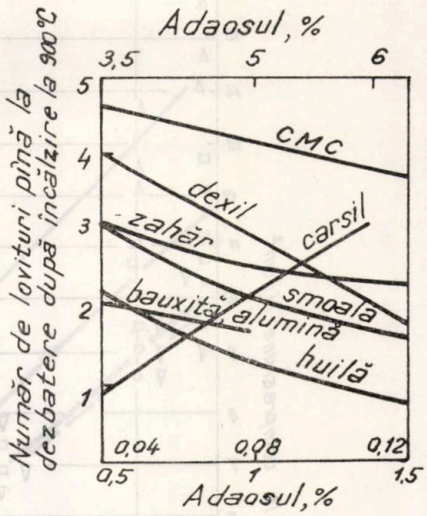


Fig. 5. Influenţa unor proporţii de adaosuri introduse în compoziţia amestecurilor de formare cu 6 % silicat de sodiu, asupra numărului de lovituri necesare pentru sfărîmarea epruvetelor, încălzite la 900°C şi răcite la temperatura mediului ambiant

gri închis, cu greutatea volumetrică aparentă de 1,3 gf/cm³.

În figura 6 se prezintă variaţia rezistenţei la compresiune în funcţie de temperatura de încălzire a probelor preparate cu produsele Carsil 5, Covalit şi Covasil.

Din compararea datelor experimentale obţinute se observă că cele mai bune rezultate se obţin la adăugarea în amestecul de formare a 4,5 % Covasil şi 1,5 % Covalit.

Încorporarea produselor Carsil 5, Covalit şi Covasil determină deplasarea primului minim de pe curbele $\sigma_c = f(t)$ de la 400—500°C la 700°C, precum şi a celui de-al doilea maxim de la valoarea de 800 la circa 1 000°C.

Această deplasare a primului minim la temperaturi mai ridicate determină lărgirea intervalului favorabil pentru dezbaterea uşoară a miezurilor şi a formelor destinate turnării aliajelor feroase şi neferoase.

Pentru executarea miezurilor complicate şi puternic solicitate termic se recomandă următoarea reţetă de preparare a amestecului: nisip cuarţos cu % levigabile < 0,5 %, Covalit — 1%, Covasil 4,5 — 5 %.

Pentru executarea formelor şi miezurilor mai puţin solicitate termic şi care au o con-

figurație mai simplă se recomandă următoarea rețetă : nisip cuarțos — 100%, Covasil 4,5—5%.

Pentru prepararea amestecului se recomandă folosirea malaxoarelor cu palete, evitîndu-se folosirea malaxoarelor cu role.

folosesc vopsele refractare pe bază de apă se efectuează o uscare de 1,5 — 2 h la 100°C.

Amestecul de formare-miezuire are următoarele caracteristici fizico-mecanice : rezistență la compresiune — min. 11 kgf/cm²;

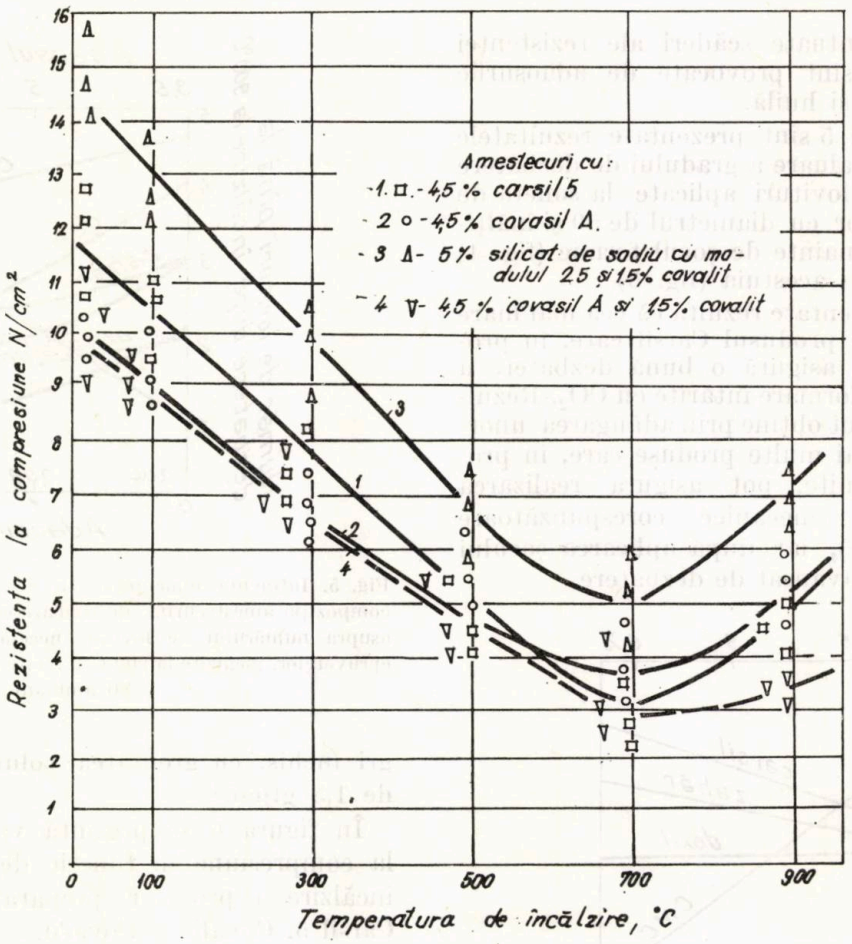


Fig. 6. Variația rezistenței la compresiune în funcție de temperatura de încălzire a probelor preaprate din amestecul de formare cu 6% silicat de sodiu, conținînd produsele Carsil 5, Covalit și Covasil

Durata de amestecare a materialelor pulverulente (nisip + Covalit) este de 5 min, iar după adăugarea Covasilului, de 2 min. Pentru evitarea apariției procesului de friabilitate a formelor și miezurilor se recomandă ca adăugarea Covasilului în amestecător să se facă rapid, iar durata de amestecare să fie riguros respectată.

Amestecul astfel preparat este depozitat în buncăre închise și utilizat la fel ca amestecul cu silicat de sodiu întărit cu CO_2.

În cazul formării manuale amestecul se va îndesa foarte bine, pentru a se asigura obținerea unor rezistențe mecanice corespunzătoare.

Cutiile de miez și modelele trebuie să aibă suprafețe curate și bine protejate.

După întărirea cu CO_2 formele și miezurile pot fi utilizate fie nevopsite, fie vopsite cu vopsele pe bază de solvent volatil. În cazul în care se

rezistență la tracțiune — min. 2,5 kgf/cm²; rezistență la forfecare — min. 5 kgf/cm²; permeabilitate — min. 100 unități.

Produsele Covalit și Covasil se fabrică de către GIL—București, Calea Rahovei nr. 54, la prețurile de 6,7 lei/kg și, respectiv, 4,0 lei/kg.

Folosirea amestecurilor preparate cu produsele Covalit și Covasil prezintă următoarele avantaje : reducerea manoperei la dezbaterea și curățarea pieselor turnate ; determină micșorarea consumului de silicat de sodiu ; oferă posibilitate de recirculare a amestecului vechi în proporție de 40 — 50% ; contribuie la reducerea îmbolnăvirii prin silicoză a muncitorilor din curățătorie.

Folosirea acestor produse în turnătoriile din R. S. România va determina creșterea pro-

ducției de piese turnate din fonte și oțeluri, precum și îmbunătățirea sensibilă a condițiilor de muncă din sectoarele de dezbatere-curățare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Huskomen W. D. Foundry, iulie, 1970, p. 58.
[2] Weoton B. Foundry Trade Journal, iulie, 1970, p. 60.
[3] French R. Foundry, mai, 1970, p. 72.
[4] Cohn E. *Lianți sintetici utilizați în turnătorii*. M.I.M.—O.D.P.T., 1968, p. 9.
[5] * * * Foundry Trade Journal, mai, 1970, p. 862.
[6] Gibson E. The British Foundryman, nr. 9, 1967, p. 354.
[7] Middleton J. M. The British Foundryman, nr. 7, 1970, p. 207.
[8] Liass A. M. *Bistrotverdeiușcie formovocinie smesi*. Moscova, Mașinostroenie, 1965.
[9] Jrlenek P. Slèvàrènstvi, nr. 1, 1968, p. 9—11.
[10] Vlasev A. F. și Culisov H. B. Liteinoe proizvodstvo, nr. 11, 1970.
[11] Kolotilo D. M. *Utilizarea materialelor carbonice în turnătorii*, Kiev, A.N.U.S.S.R., 1969.
[12] Sorcuța A. P. ș.a. Liteinoe proizdvodstvo, nr. 1, 1961.
[13] Soldatenko V. I. Liteinoe proizdsvotvo, nr. 12, 1961.
[14] Subbotin N. A. Liteinoe proizvodstvo, nr. 12, 1961.
[15] Colotilo D. M. Liteinoe proizvodstvo, nr. 1, 1969.
[16] * * *Teoriia i praktika proțesov litia*, K, 1967.
[17] Rochier M. Fondeur d'Aujourd'hui, nr. 213, 1970.
[18] * * * Informare tehnică, nr. 11, 1970, p. 10, M.I.C.M.—O.D.P.T.
[19] Ferri R. La fonderia italiana, nr. 9, 1969, p. 344.
[20] Nicholas K. E. The British Foundryman, 62, nr. 8, 1969, p. 309.
[21] Fennell A. S. The British Foundryman, 62, nr. 9, 1969, p. 334.
[22] Polidor S. ș.a. Comunicare la Conferința a V-a de turnătorie, Brașov, 1971.
[23] Moren R. Foundry Trade Journal, 2 150, 1957, p. 579.
[24] Jelniek P. Slèvàrènstvi, nr. 2, 1968, p. 71.
[25] Liass A. M. Vasilovski. Liteinoe proizvodstvo, nr. 9, 1961, p. 33.
[26] Sycev I. S. Liteinoe proizvodstvo, nr. 6, 1965, p. 31.
[27] Subbotin N. A. Liteinoe proizvodstvo, nr. 4, 1971, p. 12.
[28] Middleton S. M. și alții. The British Foundryman, mai, 1967, p. 187.
[29] Nogele R. Giesserei, nr. 11, 1969, p. 298.

RECENZII

Povișenie Stoikosti Izlojniț (*Îmbunătățirea calității lingotierelor*). Moscova, Metallurghiia, vol. 1, 1972

Lucrarea reprezintă o culegere de 25 de articole care tratează problema obținerii unor lingotiere cu durabilitate ridicată în exploatare. Este editată de către Ministerul Metalurgiei Feroase a U.R.S.S., sintetizînd preocupările din ultimii ani a specialiștilor din principalele uzine producătoare de lingotiere (Azovstali, Ilici, Voicov, Dzerjinski, Zaporojstali etc.), precum și din institutele de cercetări (Institut Cernoi Metallurghii, Zaporojskii Mașinostroitelnîi Institut), care studiază problema îmbunătățirii lingotierelor.

Lucrările prezentate sînt împărțite pe patru capitole, în funcție de problemele tratate.

În prima parte a lucrării este tratată influența calității fontei asupra durabilității lingotierelor. Din acest punct de vedere este remarcată preocuparea pentru turnarea lingotierelor direct din fontă de primă fuziune (de furnal), analizîndu-se toți factorii care asigură obținerea unor lingotiere de calitate. Astfel, analizîndu-se influența compoziției chimice, se recomandă utilizarea fontelor de afinare, cu un conținut de 0,9 — 1,5% Mn, siliciul variind în limitele 0,9 — 1,4%. Din punct de vedere al structurii, se recomandă o masă metalică perlitică, grafitul fiind sub formă de separări mari, izolate. În vederea îmbunătățirii calității fontelor de primă fuziune, sînt studiate diferite posibilități de modificare (Al, Ti, Mg), stabilindu-se o legătură directă între durabilitatea lingotierelor și compoziția lor chimică.

Avînd în vedere rolul agregatelor de elaborare în obținerea unor fonte de calitate, este studiată durabilitatea lingotierelor turnate din fontă, elaborată în cubilouri acide, care funcționează cu cocs, cocs + gaz metan, cocs + oxigen. Se ajunge la concluzia că utilizarea gazului metan și a oxigenului la cubilouri duce la importante economii de cocs, fără să contribuie la scăderea durabilității lingotierelor.

Dacă în cazul gazului metan nu apare o influență semnificativă, prin utilizarea oxigenului are loc și o mărire a durabilității lingotierelor.

Un capitol al lucrării tratează problema utilizării lingotierelor din fontă cu grafit nodular obținută prin modificarea cu magneziu a fontei de primă fuziune (de afinare) sau a fontei de cubilou, stabilindu-se o corelație între durabilitatea lingotierelor și compoziția chimică și structura fontelor utilizate. În cazul în care se utilizează direct fonta de furnal se recomandă creșterea raportului Mn/Si. În ambele cazuri apare necesitatea micșorării conținutului de siliciu, magneziul remanent optim fiind de 0,07 — 0,08%. În același capitol este tratată problema incluziunilor nemetalice, prezente în piesele mari, turnate din Fgn, stabilindu-se o corelație între conținutul de magneziu remanent și mărimea, numărul și compoziția lor.

Foarte pe larg sînt tratate problemele constructive ale lingotierelor, privite prin prisma măririi durabilității acestora, a reducerii consumului de fontă pe tona de oțel.

Utilizarea izotermelor de răcire, analiza condițiilor de lucru au permis reproiectarea unor tipuri de lingotiere, ajungîndu-se astfel la o reducere a raportului G/g (G — greutatea lingotierei; g — greutatea lingoului), economia de metal atingînd 20 kg/t oțel.

Un mijloc eficace de sporire a durabilității lingotierelor este utilizarea bandajelor și inserțiilor, propunîndu-se utilizarea unor bandaje rulate sau a unora confecționate din oțel de arcuri (în locul oțelului carbon). Deosebit de interesantă pare a fi noua formulă propusă pentru stabilirea durabilității lingotierelor, avîndu-se în vedere grosimea peretelui lingotierei, temperatura acesteia înainte de turnare, precum și temperatura de turnare a oțelului.

În ultima parte a lucrării este tratată problema exploatării lingotierelor, analizîndu-se în special cauzele care duc la formarea rețelei de arsuri și posibilitățile de remediere a lingotierelor.

Prin ridicarea unor probleme de actualitate într-un domeniu important al producției de piese turnate, această lucrare poate să intereseze atît pe producătorii lingotierelor, cît și pe beneficiarii acestora, fiind utilă și în cadrul cercetărilor întreprinse la noi în țară în vederea îmbunătățirii calității lingotierelor.

Ing. *I. Ripoșan*

Metoda vizioplasticității aplicată la analiza extruziunii axial-simetrice

Ing. N. Atanasiu
Institutul politehnic — București

CZ 621.777 ; 539.214.001.8

Complexitatea fenomenelor fizice și mecanice ce apar la procesele de deformare plastică a metalelor impune cunoașterea detaliată a mecanismului fiecărui procedeu de lucru pentru a obține curgerea normală a metalului și produse finite fără defecte. Cunoștințele cu privire la deformațiile, vitezele de deformare, tensiunile și distribuția temperaturii în procesele de deformare plastică furnizează informații pentru a prevedea structura metalului, gradul de ecruisare și tensiunile reziduale în piesa deformată. Totuși prelucrabilitatea metalului poate fi evaluată corect numai dacă se obține soluția completă a procesului.

Teoria plasticității asigură un număr suficient de ecuații independente pentru definirea mecanismului de deformare plastică, însă nu este posibil de obținut o soluție completă pentru un anumit procedeu de lucru fără simplificări și aproximări în ceea ce privește mecanismul deformării plastice a metalelor. Pe baza acestor simplificări s-a dezvoltat un număr de metode aproximative pentru analiza mecanismului de deformare plastică cum sînt : metoda curgerii amorfe, metoda energiei de deformare uniformă, a liniilor de alunecare și metoda limitei superioare. Gradul de corelare dintre oricare din metodele amintite și situația fizică a metalului depinde de apropierea ce poate fi realizată între modelul teoretic și condițiile reale în care se desfășoară procesul.

Metoda curgerii amorfe se bazează pe o stare de tensiune simplificată pentru a obține o distribuție aproximativă a tensiunilor. Metoda energiei de deformare uniformă este un procedeu simplu de obținere a tensiunii medii de deformare de la energia de deformare plastică. Metoda liniilor de alunecare s-a folosit intens la analiza proceselor de deformare în matrițe plane. Această metodă permite determinarea tensiunilor locale și a distribuției vitezei în zona de deformare plastică în cazul unui corp rigid izotrop și perfect plastic. La această metodă metalul aflat în afara zonei de deformare este considerat rigid dar la traversarea frontierelor liniilor de alunecare va curge plastic. Considerarea liniilor de frontieră în locul regiunilor de tranziție dintre materialul plastic și elastic și excluderea fenomenului de ecruisare, precum și a vitezelor de deformare constituie neajunsurile principale ale metodei. În plus, presupunerea că materialul este rigid plastic înseamnă că tensiunile reziduale nu pot fi studiate teoretic.

Teorema limitei superioare se utilizează frecvent la analiza proceselor de deformare plastică în matrițe plane cum și în cele axial-simetrice pentru calculul tensiunii de deformare a unui material considerat perfect plastic în timpul deformării [1], [2], [3].

În experimentările efectuate la extruziunea aliajelor de aluminiu într-o matriță conică s-a utilizat metoda vizioplasticității, o metodă semianalitică, care dă cele mai realiste soluții în cazul diferitelor procese de deformare plastică.

Metoda vizioplasticității constă în obținerea experimentală a cîmpului de viteze și apoi calcularea vitezei totale de deformare, a deformațiilor și a cîmpului de tensiuni pe baza ecuațiilor de plasticitate și de echilibru. Aplicabilitatea metodei este totuși limitată deoarece soluția problemei nu se poate obține decît numai după realizarea experimentărilor.

Ecuațiile de echilibru. În cazul extruziunii axial-simetrice se va utiliza un sistem de coordonate cilindrice (r, θ, z) și cu z, considerată axa de simetrie. Datorită simetriei axiale componentele tensiunii $\tau_{\theta z} = \tau_{\theta r} = 0$; prin urmare vor interveni numai componentele tensiunii normale σ_c, σ_θ, σ_z și componenta tensiunii tangențiale τ_{rz}. Ținînd seamă că un punct generic se poate deplasa numai în planele meridiane, viteza curgerii plastice a metalului în direcția circumferențială este nulă. Deci mișcarea unei particule oarecare este descrisă de componenta radială u a vitezei și de componenta v axială.

Într-un punct generic trebuie determinate patru componente ale tensiunii și două componente ale vitezei curgerii plastice. Se presupune că la extruziunea printr-o matriță conică materialul este rigid-perfect plastic, ceea ce înseamnă că nici deformațiile elastice și nici ecruisarea nu vor fi luate în considerare.

În acest caz trebuie să fie satisfăcute ecuațiile de echilibru [4], [9]:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \qquad (1)$$

$$\frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{rz}}{r} = 0 \qquad (2)$$

Pentru metalele ductile criteriul cel mai frecvent adoptat este cel al lui Von Mises.

$$\frac{1}{2}[(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2] + 3\tau_{rz}^2 = \sigma_c^2 \qquad (3)$$

unde :

$$\frac{\dot{\varepsilon}_r}{\sigma_r + p} = \frac{\dot{\varepsilon}_\theta}{\sigma_\theta + p} = \frac{\dot{\varepsilon}_z}{\sigma_z + p} = \frac{\dot{\gamma}_{rz}}{2\tau_{rz}} \quad (4)$$

în care :

$$p = -\frac{1}{3}(\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_z)$$

Componentele vitezei de deformare în coordonatele cilindrice din ecuaţia (4) pot fi determinate din :

$$\dot{\varepsilon}_r = \frac{\partial u}{\partial r}; \quad \dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial v}{\partial z}; \quad \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{u}{r}; \quad \dot{\gamma}_{rz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial r} \quad (5)$$

Deci se obţine :

$$\frac{\partial u/\partial r}{2\sigma_r - \sigma_\theta - \sigma_z} = \frac{\partial v/\partial z}{2\sigma_z - \sigma_r - \sigma_\theta} = \quad (6)$$

$$= \frac{u/r}{2\sigma_\theta - \sigma_z - \sigma_r} = \frac{\partial u/\partial_z + \partial_v/\partial r}{\tau_{rz}}$$

Metoda vizioplasticităţii. În cazul procesului de deformare plastică prin extruziune, caracterizat prin curgere staţionară în care cîmpul de curgere nu variază cu timpul, modelul de curgere furnizează suficiente date pentru determinarea cîmpului de viteze (fig. 1). Liniile originale paralele cu mişcarea traversei presei devin în acest caz linii de curgere din care se obţin componentele vitezei [5], [6].

Valoarea funcţiei de curgere Φ, care este constantă de-a lungul liniei de curgere K, se obţine din condiţiile iniţiale, în afara zonei de deformare, cu expresia (7) :

$$\Phi = \pi R_k^2 |V_0| \quad (7)$$

în care : R_k este raza liniei de curgere înainte de intrare în zona de deformare ;

V_0 — viteza traversei.

Prin urmare, funcţia de curgere Φ este o funcţie de r şi z de pe coordonatele punctelor

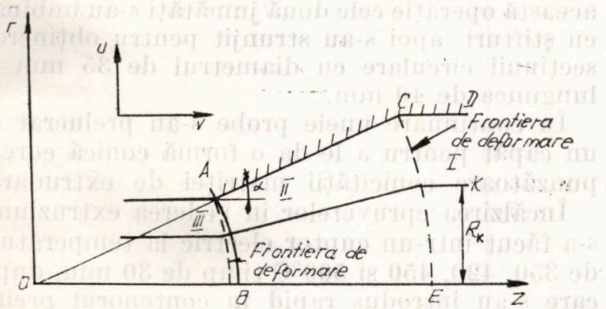


Fig. 1. Sistemul de coordonate şi zonele de deformare în extruziunea axial-simetrică

observate de-a lungul liniilor de curgere. Funcţia de curgere Φ s-a calculat cu reţeaua de puncte din figura 2, folosind valorile cunoscute ale funcţiei de curgere de-a lungul liniilor de curgere.

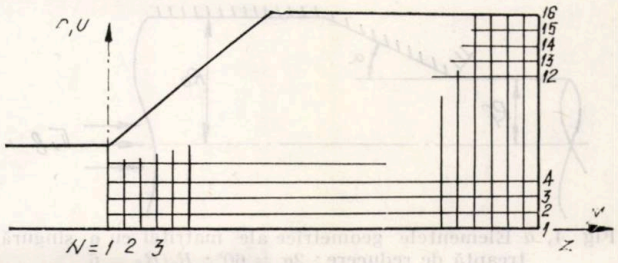


Fig. 2. Reţea de puncte pentru calcule numerice

Componentele vitezei radiale şi ale vitezei axiale sînt date de expresiile :

$$u = \frac{1}{2\pi r} \cdot \frac{\partial \Phi}{\partial z}$$

$$v = -\frac{1}{2\pi r} \cdot \frac{\partial \Phi}{\partial r} \quad (8)$$

Cunoscînd componentele vitezelor u şi v, în toate punctele din zona de deformare, se poate calcula viteza de deformare efectivă $\dot{\varepsilon}$ cu relaţia :

$$\dot{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}\left(\dot{\varepsilon}_r^2 + \dot{\varepsilon}_\theta^2 + \dot{\varepsilon}_z^2 + \frac{1}{2}\dot{\gamma}_{rz}\right)^{\frac{1}{2}}} \quad (9)$$

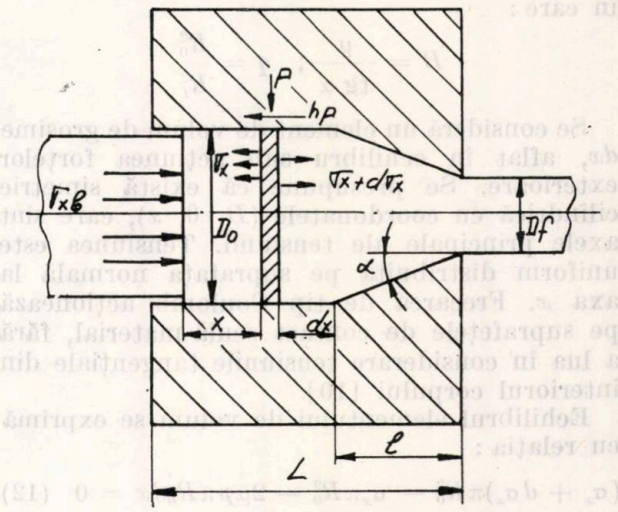


Fig 3. Extruziunea axial-simetrică

Deformaţia totală efectivă $\bar{\varepsilon}$ (fig. 4) se obţine prin integrarea vitezei de deformare efectivă $\dot{\bar{\varepsilon}}$ de-a lungul liniei de curgere în raport cu timpul

$$\bar{\varepsilon} = \int_0^t \dot{\bar{\varepsilon}}\, dt \quad (10)$$

unde : t este timpul necesar deplasării unui punct de-a lungul liniei K de la începutul deformării pînă în punctul considerat.

În figura 3 sînt prezentate dimensiunile şi elementele geometrice ale extruziunii axial-simetrice. Pentru a determina tensiunea de extruziune se utilizează ecuaţia lui G. Suchs [8] pentru condiţia de limită $x = L - l$

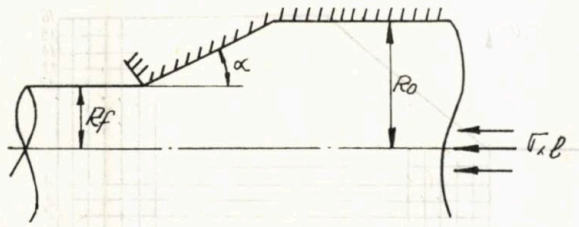


Fig 4, *a* Elementele geometrice ale matriţei cu o singură treaptă de reducere : $2\alpha = 60°$; $R_0/R_f = 6$

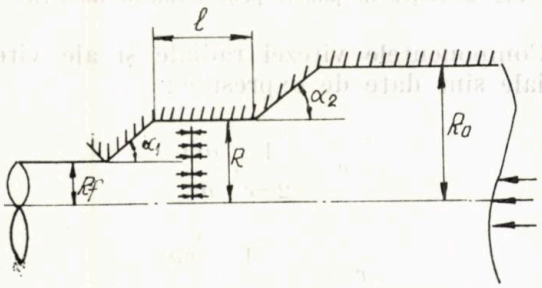


Fig. 4, *b* Elementele geometrice ale matriţei pentru extrudare dublă succesivă : $\alpha_1 = \alpha_2 = 45°$; $R_1 = 1{,}95$; $R_2 = 3{,}35$; $l = 10$ mm

$$\frac{\sigma_x}{\sigma_c} = \frac{1 + B}{B}\,[1 - q^B] \qquad (11)$$

în care :

$$B = \frac{\mu}{\operatorname{tg}\alpha}; \quad q = \frac{R_0^2}{R_f^2}$$

Se consideră un element de volum de grosime dx, aflat în echilibru sub acţiunea forţelor exterioare. Se presupune că există simetrie cilindrică cu coordonatele (D, θ, x), care sînt axele principale ale tensiunii. Tensiunea este uniform distribuită pe suprafaţa normală la axa x. Frecarea de tip Coulomb acţionează pe suprafeţele de contact sculă-material, fără a lua în considerare tensiunile tangenţiale din interiorul corpului [10].

Echilibrul elementului de volum se exprimă cu relaţia :

$$(\sigma_x + d\sigma_x)\pi R_0^2 - \sigma_x \pi R_0^2 - 2\mu p \pi R_0 dx = 0 \qquad (12)$$

Potrivit criteriului de echilibru Von Mises

$$p = -(\sigma_c + \sigma_x) \qquad (12, a)$$

Introducînd termenul (12, a) în relaţia 12 şi reducînd se obţine ecuaţia diferenţială :

$$\frac{d\sigma_x}{\sigma_c + \sigma_z} = -2\frac{\mu}{R_0}\,dx \qquad (13)$$

Integrînd ambii termeni ai ecuaţiei şi simplificînd se obţine :

$$\ln(\sigma_c + \sigma_x) = -2\frac{\mu}{R_0}x + C \qquad (14)$$

unde :

$$C = \ln\left\{\sigma_c\left\langle 1 + \frac{1 + B}{B}\,[1 - q^B]\right\rangle\right\} + 2\mu\frac{L - l}{R_0}$$

Cu această valoare a constantei de integrare C, expresia pentru tensiunile de extrudare devine [11] :

$$\sigma_{xb} = \left\{1 + \frac{1 + B}{B}\,[1 - q^B]\right\}\sigma_c \exp \cdot Z \qquad (15)$$

unde :

$$Z = 2B\left[\frac{L}{R_0}\operatorname{tg}\alpha - \left(1 - \frac{R_f}{R_0}\right)\right] - 1$$

Modul de experimentare. Experimentările de extruziune cu matriţă conică s-au efectuat pe două serii de probe dintr-un aliaj de aluminiu, furnizat de Uzina de prelucrare a aluminiului din Slatina, cu următoarea compoziţie chimică, în procente, obţinută prin metoda spectrală.

Tabela 1

Seria	Mg	Si	Mn	Cu	Zn	Fe	Cr	Ti	Al
I	1,65	0,22	0,64	4,40	0,12	0,30	0,10	0,05	Restul
II	1,50	0,25	0,70	4,60	0,15	0,25	0,09	0,04	Restul

Materialul iniţial a fost în formă de bare extrudate cu diametrul de 45 mm în stare recoaptă. Aceste bare s-au debitat la lungimi de 45 mm, după care fiecare probă s-a tăiat de-a lungul planului meridian.

Pe suprafeţele de separaţie ale celor două jumătăţi s-a executat o reţea rectangulară, constînd din liniile paralele cu axa probei, numite linii de curgere şi linii perpendiculare pe acestea, numite linii transversale. După această operaţie cele două jumătăţi s-au îmbinat cu ştifturi apoi s-au strunjit pentru obţinerea secţiunii circulare cu diametrul de 35 mm şi lungimea de 40 mm.

În continuare unele probe s-au prelucrat la un capăt pentru a le da o formă conică corespunzătoare conicităţii matriţei de extrudare.

Încălzirea epruvetelor în vederea extruziunii s-a făcut într-un cuptor electric la temperaturi de 350, 420, 450 şi 500°C timp de 30 min, după care s-au introdus rapid în contenorul preîncălzit la 350°C. Înaintea fiecărei extrudări atît contenorul, cît şi matriţa au fost abundent

lubrifiate pentru a diminua frecarea dintre sculă şi material.

Extruziunea s-a efectuat la o presă de 150 tf cu matriţe conice avînd $2\alpha = 60°$ şi cu raportul de reducere a secţiunilor de 5 şi 6. În figura 4, *a* sînt prezentate elementele geometrice ale matriţei folosite la extruziune cu o singură treaptă de reducere. În figura 4, *b* sînt reprezentate elementele geometrice ale matriţei pentru realizarea extrudării duble succesive.

Primul raport de extruziune a fost de 1,95, iar cel de-al doilea, de 3,35, lungimea intermediară $l = 10$ mm, iar unghiurile conului $\alpha_1 = \alpha_2 = 45°$.

După extrudarea parţială şi extragerea din matriţă, probele au fost desfăcute în planul meridian pentru a permite examinarea distorsiunilor reţelei de linii.

În vederea determinării cîmpului de viteze este necesar ca probele să fie extrudate pe o anumită înălţime, pentru stabilirea condiţiilor de curgere staţionară a metalului.

Pentru măsurarea coordonatelor punctelor de-a lungul liniilor de curgere, o jumătate din probă a fost fotografiată şi mărită apreciabil. Axa extruziunii de pe fotografia mărită s-a identificat comparînd diferenţa dintre diametrele probei iniţiale şi ale produsului finit din fotografie.

În figura 5, *a* se prezintă o epruvetă extrudată la rece în matriţă neîncălzită, în figura 5, *b*, proba încălzită la 420°C şi în figura 5, *c*, a 500°C. În aceste cazuri s-a utilizat o matriţă cu un singur grad de reducere. În figura 5, *d* se indică distorsiunea reţelei de linii în cazul reducerii duble.

În figura 6 se reprezintă componentele vitezei axiale *v*, calculată cu relaţia (8), în funcţie de raportul *r* dintre distanţa de la axa extruziunii la un punct dat şi raza iniţială a epruvetei. Încercarea s-a efectuat la 500°C cu o viteză de deplasare a traversei presei de 25 mm/s.

În figura 7 se prezintă deformarea efectivă totală ($\bar{\varepsilon}$), calculată cu relaţia (10), în funcţie de raportul *r*, în cazul extrudării duralului la 500°C cu o matriţă conică $2\alpha = 60°$ şi cu viteza traversei de 25 mm/s.

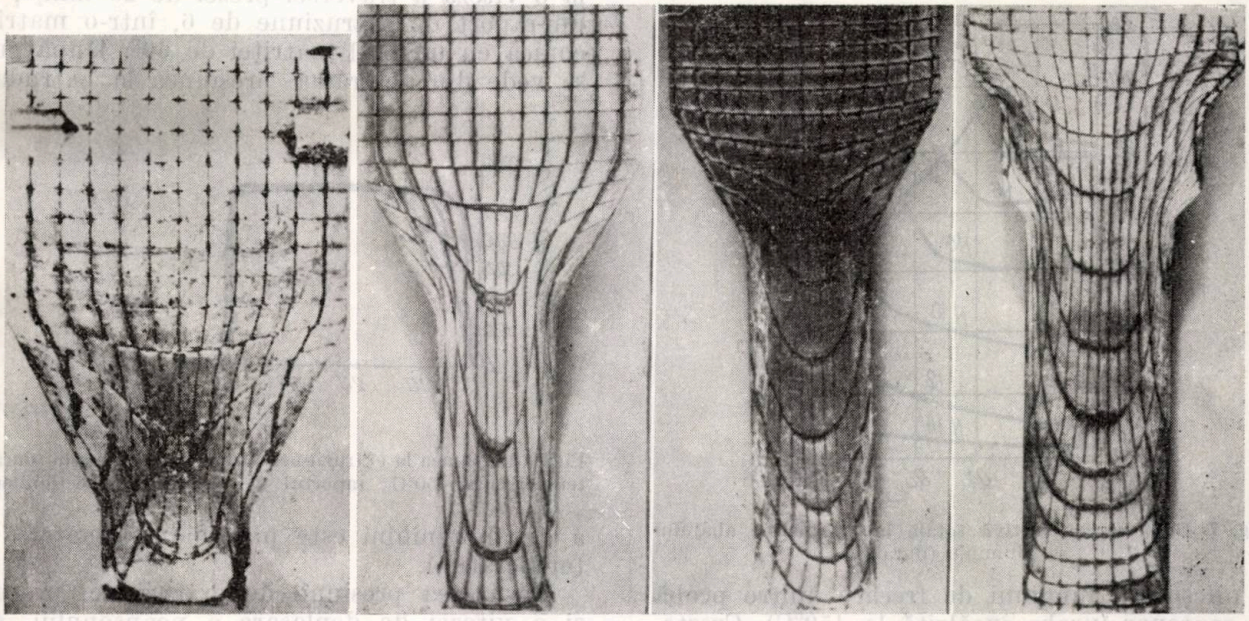
Din figurile prezentate rezultă cîteva caracteristici ale deformării în timpul extruziunii şi anume :

— Deformarea plastică la extruziune într-o matriţă conică, cu un singur grad de reducere, se face fără apariţia zonei moarte a metalului, iar forma liniilor transversale arată că există condiţii de frecare de alunecare pe suprafaţa matriţei ;

— Lubrifierea creează condiţii de frecare de alunecarea pe interfaţa contenor-metal ; aceasta rezultă din lipsa forfecărilor locale ale liniilor transversale din reţeaua rectangulară ;

— În cazul extruziunii cu reducere dublă succesivă, reţeaua deformată arată că pe lungimea intermediară liniile de curgere constau din linii paralele cu axa extruziunii ;

— Analiza distribuţiei tensiunilor în timpul extruziunii arată că metalul aflat în afara zonei de deformare se găseşte sub stare de compresiune hidrostatică a tensiunii. De aceea materialul în lungimea intermediară, înaintea celui de-al doilea grad de reducere, este sub presiune hidrostatică ;



a) *b)* *c)* *d)*

Fig 5. Epruvete extrudate :
a – la rece în matriţă neîncălzită ; *b* – proba încălzită la 420 °C ; *c* – proba încălzită la 500 °C ; *d* – distorsiunea reţelei de linii în cazul reducerii duble

— Primul stadiu de reducere în cazul extruziunii duble poate fi asemuit cu extruziunea simplă cu presiunea hidrostatică aplicată la ieşirea din matriţă.

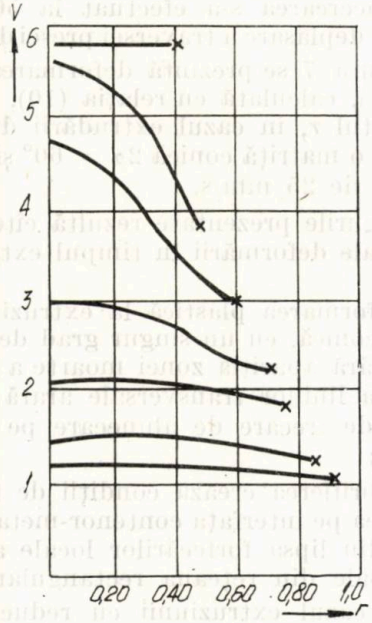


Fig 6. Componentele vitezei axiale la extruziunea duralului

În figura 8 este reprezentată înregistrarea pentru variaţia presiunii la extruziune într-o singură treaptă de reducere. După cum se vede din diagramă, la început presiunea are un maxim care indică intrarea în regimul de deformare apoi presiunea descreşte (*1*), ca urmare

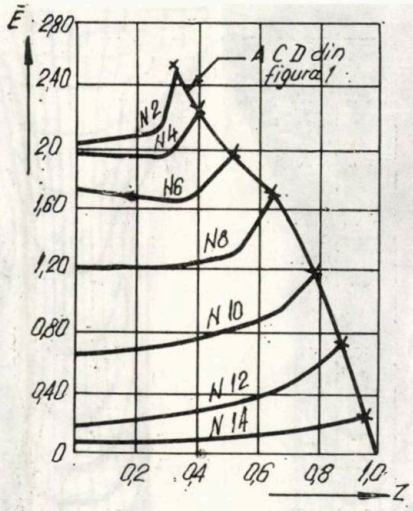


Fig. 7. Deformarea efectivă totală la extrudarea aliajului de aluminiu (dural)

a micşorării lungimii de frecare dintre probă şi contenor (proba încălzită la 450°C). Creşterea presiunii (*2*) este rezultatul răcirii premature a metalului în timpul extruziunii.

În cazul epruvetelor prevăzute cu conicitate la capătul care intră în conul matriţei, aspectul curbei este reprezentat în figura 9, care nu mai prezintă un maxim la începutul extruziunii.

Din diagrame se vede că unghiul matriţei are un efect mai însemnat asupra presiunii de extrudare numai înainte de stabilirea condiţiilor de curgere statică a metalului deformat,

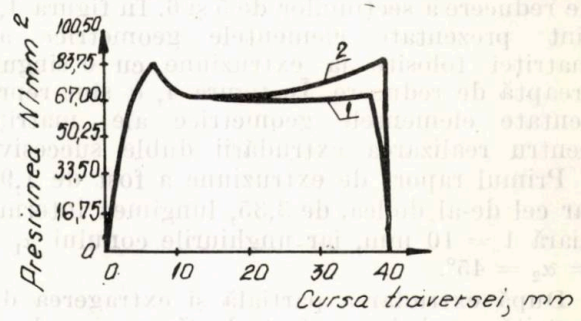


Fig. 8. Presiunea de extruziune a duralului; temperatura 500°C; raportul de reducere a secţiunilor 6; unghiul matriţei 60°C

curba corespunzătoare unghiului de 60° tinzînd să crească mai rapid decît în cazul matriţei cu unghiul de 45°.

În figura 10 se arată înregistrarea presiunii în raport cu viteza de deplasare a traversei în cazul extruziunii duble succesive. Prima inflexiune de pe diagramă se datorează umplerii complete a contenorului cu proba de extrudat. Cea de-a doua inflexiune indică terminarea extruziunii din prima treaptă iar inflexiunea a treia reprezintă treapta a doua a extruziunii şi obţinerea condiţiilor de curgere staţionară.

În figura 11 se arată dependenţa presiunii maxime de extruziune de temperatura probei, la o viteză a traversei presei de 25 mm/s, cu un raport de extruziune de 6, într-o matriţă conică cu unghiul matriţei de 60°. După cum se vede din diagramă presiunea la extrudare

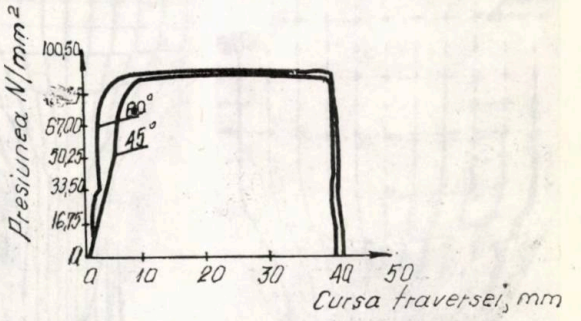


Fig. 9. Presiunea la extruziunea aliajului de aluminiu (dural); temperatura 450°C; raportul de reducere a secţiunilor 5

a duraluminiului este puternic influenţată de temperatură.

Măsurarea presiunii de extruziune, precum şi a vitezei de deplasare a poansonului, s-a făcut cu traductoare montate corespunzător, iar semnalele primite s-au înregistrat, după amplificare, cu aparatura adecvată tip Hottinger.

Pe baza relaţiei (15) s-a determinat tensiunea de extruziune pentru diferite valori ale semi-

unghiului matriței în cazul unei singure trepte de reducere. După cum se vede din tabela 2 variațiile raportului σ_{xb}/σ_c, în funcție de unghiul matriței, sînt neînsemnate.

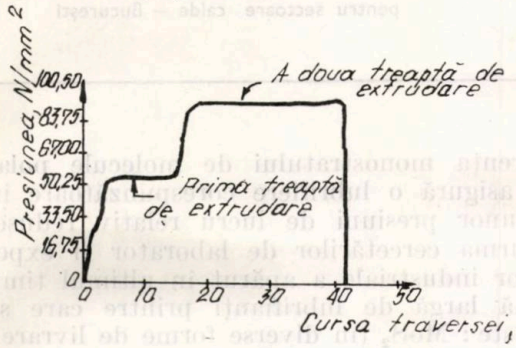


Fig. 10. Presiunea de extruziune a duralului cu matriță dublă cu reducere succesivă a secțiunilor; temperatura de lucru 500°C;
$\alpha_1 = \alpha_2 = 45°$, $r_1 = 1,95$; $r_2 = 3,35$

Din cele arătate mai sus se ajunge la următoarele concluzii:

Tabela 2

2α	σ_{xb}	
	σ_c = 16 daN/mm²	σ_c = 24 daN/mm²
12	12,672	19,008
14	12,422	18,633
16	12,092	18,138
18	11,735	17,602
20	11,344	17,016
22	11,024	16,535
24	10,409	15,614

— Studiul efectuat prin metoda vizioplasticității asupra aliajului de aluminiu (dural) la extruziunea axial-simetrică într-o gamă de temperaturi și cu unghiuri diferite ale matriței a demonstrat existența unui singur model de curgere plastică, constînd dintr-o maximă a liniilor transversale amplasată pe axa de extrudare.

— Liniile de curgere și componentele vitezei obținute din calcul în raport cu funcția de curgere au o bună corespondență cu pozițiile rețelei de linii transversale obținute pe cale experimentală.

— Determinarea tensiunilor de lucru cu relația lui Sachs arată că semiunghiul matriței are un efect neînsemnat asupra tensiunii la extruziunea axial-simetrică a duralului încălzit la temperaturi de 420—500°C, fapt ce corespunde cu investigațiile practice.

— La extruziunea axial-simetrică creșterea coeficientului de frecare la interfața sculă-material duce la creșterea tensiunii de lucru. Experimental s-a constatat că extrudînd aceleași probe, însă în condiții de lubrifiere nesatisfăcătoare, tensiunea de extrudare a crescut în proporție de 25—30%.

— În cazul extruziunii duble succesive reducerea în treapta a doua poate produce condiții de presiune hidrostatică la ieșirea din secțiunea primei trepte de reducere, dacă aceasta se găsește la o anumită distanță de zona de deformare a extruziunii din treapta a doua.

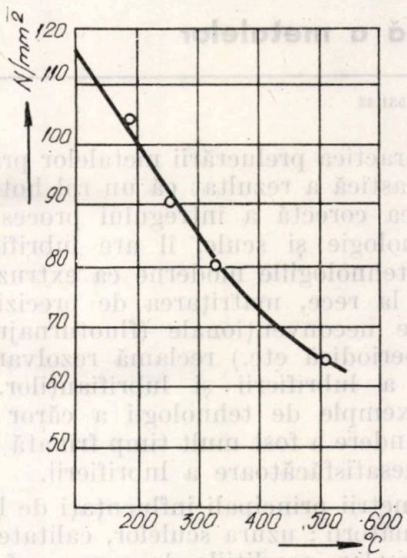


Fig. 11. Presiunea de extruziune în funcție de temperatura de încălzire a probelor

— Apariția presiunii hidrostatice la ieșirea din secțiune a primei trepte de reducere nu influențează modelul curgerii și nici distribuția finală a deformației.

BIBLIOGRAFIE

[1] Medrano R. ș.a. *Visioplasticity analysis of 2024 Aluminium alloy extrusions.* International Journal of Mechanical Science, vol. 15, 1973, p. 955—963.

[2] Charsonville J., Felder E. și Bagne P. *Étude de l'écoulement par une méthode de visualisation.* Revue de Métallurgie, iunie 1973, p. 497—505.

[3] Lambert E., Mehta H. și Kobayashi S. *A New Upper — Bound Method for Analysis of Some Steady — State Plastic Deformation Processes.* Journal of Engineering for Industry, august, 1969, p. 731—742.

[4] Altan T., Kobayashi S., De Pierre V. și Pierce C. *Plastic Deformation of Copper and Steel in Hot Extrusion Through Conical Dies.* Journal of Engineering for Industry, mai, 1968, p. 371—380.

[5] Shabaik A., Kobayashi S. și Thomsen E. *Aplication of Potential Flow Theory to Plane. Strain Extrusion*, august, 1967, p. 503—511.

[6] Farag M. și Sellars C. *Flow Stresis Hot Extrusion of Commercial—Purity Aluminium.* The Journal of the Institute of Metals, mai, 1973, p. 137—145.

[6] Shabaik A. și Thomsen E. *A Theoretical Method for the Analysis of Metal—Working Problems.* Journal of Engineering for Industry, mai, 1968, p. 343—351.

[8] Hofman O. și Sachs G. *Introduction to the Theory of Plasticity for Engineers.* New York. McGraw-Hill Book Company, 1973.

[9] Olszak W., Perzyna P. și Sawczuk A. *Teoria plasticității.* București, Editura tehnică, 1970.

[10] Shabaik A. *Differential Pressure Extrusion Through Double Reduction Dies.* Transactions of the ASME, seria B, august, 1973, p. 890—894.

[11] Avitzur B., Bishop E. și Hahn W. *Impact Extruzion — Upper Bound Analysis of the Early Stage.* Transactions of the ASME, noiembrie, 1972, p. 1079—1086.

Metode practice pentru determinarea coeficientului de frecare la deformarea plastică a metalelor

Ing. M. Pridvornic și ing. S. Georgescu-Cocoș
Institutul de cercetări și proiectări tehnologice pentru sectoare calde — București

CZ 539.371 ; 531.43

Din practica prelucrării metalelor prin deformare plastică a rezultat că un rol hotărîtor în realizarea corectă a întregului proces, alături de tehnologie și scule, îl are lubrifierea. În special tehnologiile moderne ca extruziunea la cald și la rece, matrițarea de precizie, unele procedee neconvenționale (fluoturnajul, laminarea periodică etc.) reclamă rezolvarea optimizată a lubrifierii și lubrifianților. Există chiar exemple de tehnologii a căror aplicare sau extindere a fost mult timp frînată de rezolvarea nesatisfăcătoare a lubrifierii.

Parametrii principali influențați de lubrifiere sînt următorii : uzura sculelor, calitatea suprafeței pieselor, condițiile de curgere, forțele de deformare, neuniformitatea de distribuție a deformațiilor și schemele stărilor de tensiune.

La abordarea problemelor ridicate de lubrifiere și lubrifianți trebuie să se cunoască în toată complexitatea lor fenomenele chimice și fizice care au loc atît în fazele pregătitoare, cît și în timpul deformării plastice. O importanță deosebită o are de exemplu realizarea stratului portlubrifiant, rezultat în urma unor procese chimice specifice fiecărui metal. În cazul oțelurilor extrudate la rece, stratul portlubrifiant este format prin fosfatare, iar în cazul aluminiului și aliajelor sale acest strat se formează de regulă prin anodizare [14]. Așa cum se poate vedea în figura 1 stratul portlubrifiant este un strat poros, capabil să rețină lubrifiantul chiar în cazul unor presiuni foarte mari. Pentru a îndeplini această funcție, stratul portlubrifiant trebuie să fie foarte aderent la suprafața metalului și să aibă o anumită porozitate. Tipul stratului portlubrifiant este ales în funcție de natura metalului și parametrii tehnologici (în special presiune și temperatură).

În afară de straturile portlubrifiant uzuale (fosfați complecși sau oxizi rezultați prin anodizare) se mai utilizează și oxidul de calciu (obținut prin imersie în lapte de var), cuprul (obținut prin cuprarea semifabricatelor de oțel), oxidul de cupru (cuprare urmată de oxidare). În unele cazuri (în special la deformarea la rece a neferoaselor) aderența lubrifianților organici de suprafața piesei se realizează direct, fără un strat portlubrifiant. Acest lucru este posibil ca urmare a depunerii unui monostrat de molecule polarizate (—COOH) prin oxalatare pe suprafața metalului, așa cum se poate vedea în figura 1.

Aderența monostratului de molecule polarizate asigură o lubrifiere corespunzătoare în cazul unor presiuni de lucru relativ reduse.

În urma cercetărilor de laborator și experiențelor industriale a apărut în ultimul timp o gamă largă de lubrifianți printre care se amintește : MoS_2 (în diverse forme de livrare : pudră, vaselină, suspensii etc.), polimeri ca : rășini fenol-formaldehidice, teflon, alături de lubrifianți mai vechi de tipul stearatului de zinc sau a grafitului pudră sau în suspensii („Aquadag" și „Oildag") [14]. Alegerea lubrifiantului optim pentru o tehnologie dată se face în corelare cu stratul de portlubrifiant și parametrii tehnologici. În special presiunea de extruziune și natura metalului impun utilizarea unor lubrifianți cu o viscozitate bine stabilită. Astfel pentru presiuni de extruziune de 60—70 kgf/mm² (întîlnite la extruziunea la rece a aluminiului și aliajelor moi de aluminiu) se utilizează lubrifianți organici cu o viscozitate de maximum 10 poise ; pentru presiuni medii de pînă la 130 kgf/mm² se recomandă o viscozitate a lubrifianților de 20 — 1 000 poise (astfel de cazuri se întîlnesc la extruziunea la rece a duraluminiurilor sau alamelor) ; pentru presiuni de extruziune mari, de ordinul a 200 kgf/mm², se utilizează medii de lubrifiere cu o viscozitate de $10^8 - 10^9$ poise [1]. Între viscozitatea lubrifiantului, presiune și viteza de deformare trebuie să existe o corelare bine stabilită, care determină în final regimul de frecare și valoarea coeficientului de frecare, așa cum se poate vedea în figura 2. Se consideră că lubrifiantul și regimul de frecare sînt corecte dacă valoarea coeficientului de frecare se află între 0,05 și 0,1.

Asupra regimului de frecare mai influențează însă și alți factori ca de exemplu : rugozitatea sculelor, rugozitatea semifabricatelor, viteza și temperatura de deformare etc. În ceea ce privește mecanismele prin care factorii menționați își exercită influența, în literatura de specialitate [3], [4], [5], [14] a fost publicat un bogat material din care se reproduc figurile 3 și 4, care ilustrează latura cantitativă a fenomenelor.

Pe baza materialului experimental acumulat, în prezent există chiar prescripții și norme privind utilizarea anumitor lubrifianți în funcție de particularitățile tehnologiei, natura materialului, temperatura și presiunea de lucru [5], [6]. Deși aceste indicații sînt utile, ele nu pot fi considerate ca suficiente, avînd în vedere

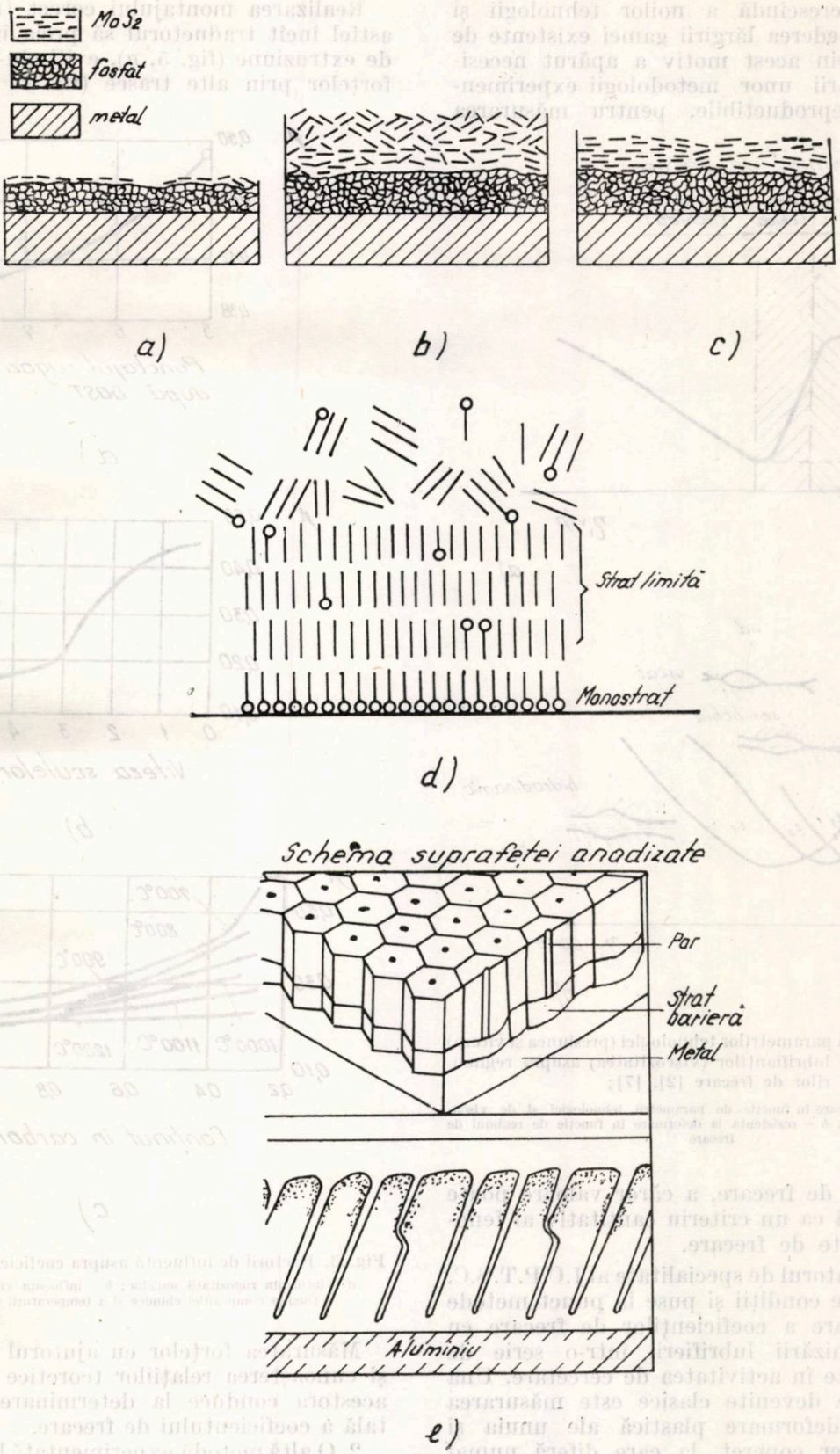


Fig. 1. Obținerea straturilor de lubrifiant și a straturilor de portlubrifiant în funcție de natura lubrifiantului și de modul de depunere:

a — strat subțire de MoS_2 depus pe stratul de fosfat; *b* — strat gros de MoS_2 depus neorientat pe stratul de fosfat; *c* — strat gros de MoS_2 depus orientat pe stratul de fosfat ca urmare a acțiunii favorabile a liantului organic și tobării prealabile; *d* — pelicula monostrat formată prin depunerea orientată a moleculelor polarizate (COOH) pe suprafața metalelor în cazul lubrifierii cu lubrifianți organici; *e* — vedere și secțiune prin pelicula de portlubrifiant obținută prin anodizare prealabilă a semifabricatelor din aluminiu deformate la rece

diversitatea crescîndă a noilor tehnologii şi cercetări în vederea lărgirii gamei existente de lubrifianţi. Din acest motiv a apărut necesitatea asimilării unor metodologii experimentale, uşor reproductibile, pentru măsurarea

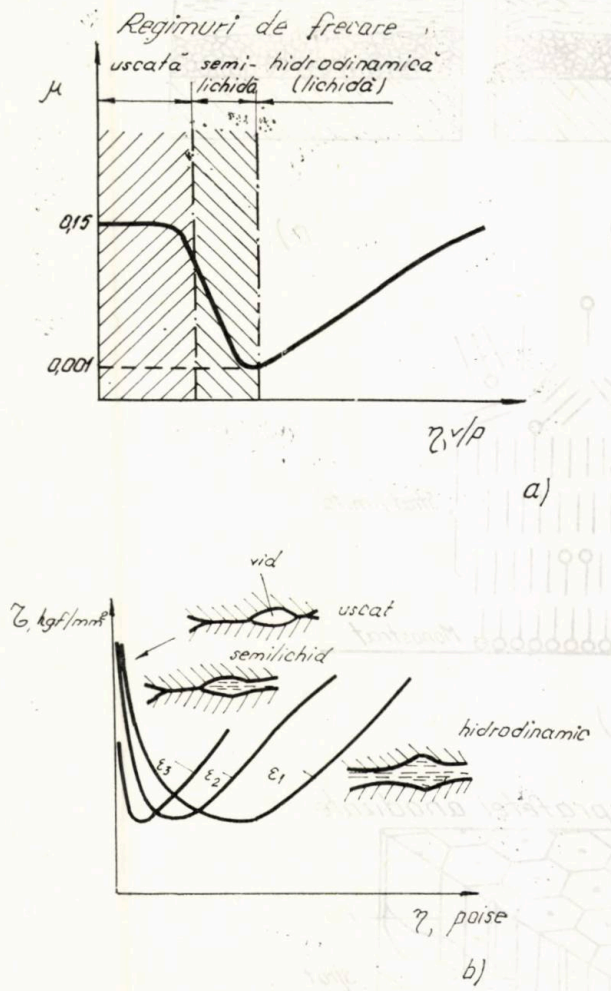


Fig. 2. Influenţa parametrilor tehnologici (presiunea şi viteza) şi caracteristicile lubrifianţilor (viscozitatea) asupra regimurilor de frecare [2], [7];

a — regimurile de frecare în funcţie de parametrii tehnologici şi de viscozitatea lubrifiantului; *b* — rezistenţa la deformare în funcţie de regimul de frecare

coeficienţilor de frecare, a căror valoare poate fi considerată ca un criteriu cantitativ al fenomenelor legate de frecare.

1. În laboratorul de specialitate al I.C.P.T.S.C. au fost create condiţii şi puse la punct metode de determinare a coeficienţilor de frecare cu scopul optimizării lubrifierii într-o serie de cazuri apărute în activitatea de cercetare. Una din metodele devenite clasice este măsurarea forţelor de deformare plastică ale unuia şi aceluiaşi reper concret, la care diferă numai tipul stratului de portlubrifiant şi cel al stratului de lubrifiant. În acest scop se utilizează un traductor electrotensiometric de forţă specializat în diverse montaje [8].

Realizarea montajului corect trebuie făcută astfel încît traductorul să preia întreaga forţă de extruziune (fig. 5, *a*), evitîndu-se închiderea forţelor prin alte trasee (fig. 5, *b*).

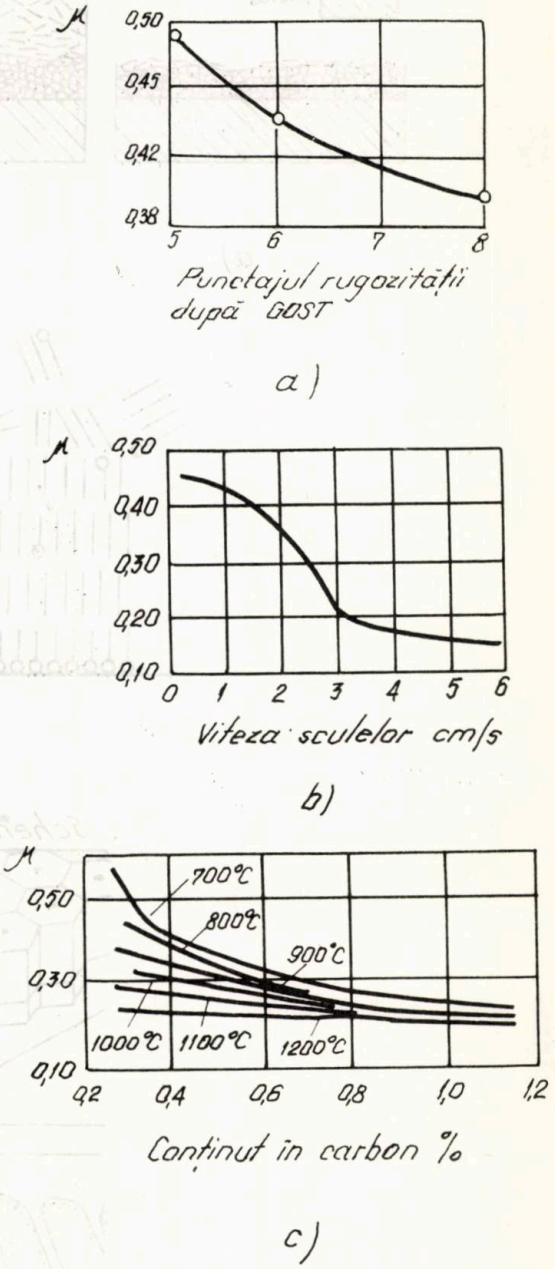


Fig. 3. Factorii de influenţă asupra coeficientului de frecare: *a* — influenţa rugozităţii sculelor; *b* — influenţa vitezei sculelor; *c* — influenţa compoziţiei chimice şi a temperaturii materialului

Măsurarea forţelor cu ajutorul traductorului şi cunoaşterea relaţiilor teoretice de calcul ale acestora conduce la determinarea experimentală a coeficientului de frecare.

2. O altă metodă experimentată la I.C.P.T.S.C. şi inspirată din lucrarea [9] constă în determinarea coeficientului de frecare pe baza dependenţei dintre fenomenul de frecare şi zona influenţată plastic în timpul deformării. Metoda

constă în imprimarea unei bile sau unui cilindru pe suprafaţa lubrifiată, secţionarea în planul median al amprentei şi măsurarea durităţii pe axa de simetrie a acesteia. La limita domeniului plastic se produce o deformare locală puter-

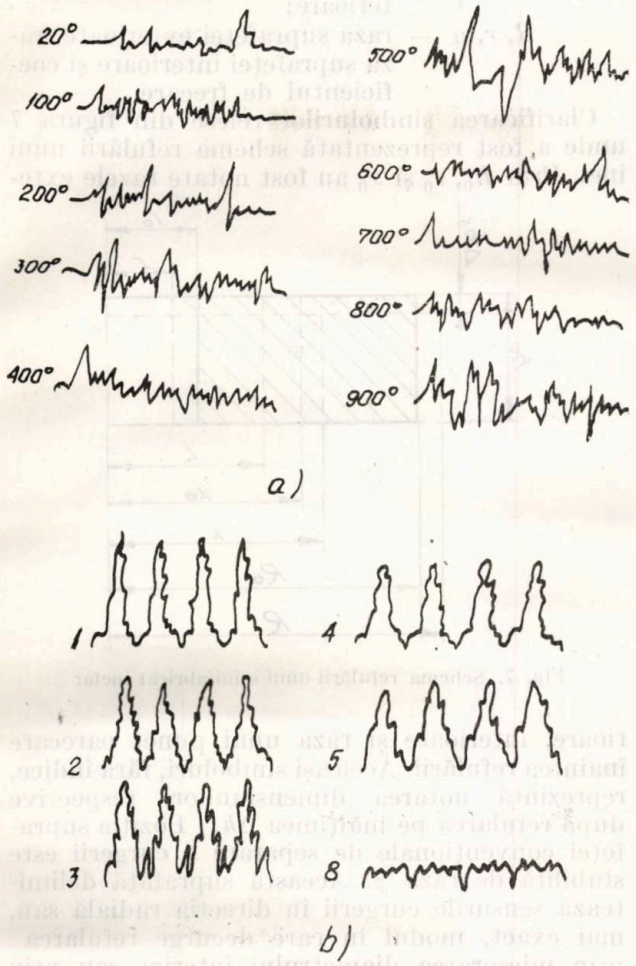


Fig. 4. Factorii de influenţă asupra microgeometriei suprafeţei semifabricatelor:
a – influenţa temperaturii; *b* – influenţa modului de prelucrare şi lubrifiere a suprafeţei; (*1, 2, 3* – înainte de extruziune; *4, 5, 6* – după extruziune 30%); *1* – strunjire; *2* – strunjire + atac anodic; *3* – strunjire + fosfatare; *4* – strunjire + lubrifiere cu MoS_2 şi răşină fenol-formaldehidică; *5* – strunjire + + fosfatare + lubrifiere cu MoS_2 şi răşină fenol-formaldehidică; *6* – strunjire + lubrifiere cu lubrifiant VNIIMP-232

nică care provoacă o creştere bruscă durităţii pe o înălţime bine determinată simbolizată cu h în figura 6. Coeficientul de frecare se determină cu ajutorul relaţiei simplificate:

$$\mu = \frac{h}{r}\left(\frac{h}{2r} + 1\right)$$

în care r este raza elementului penetrant. Cu această metodă se pot determina coeficienţii de frecare în regim de presiuni foarte înalte. Pentru exemplificare în figura 6, *b* sînt redate două curbe caracteristice de variaţia durităţii cu scopul determinării înălţimilor h_1 şi h_2 pentru o probă de oţel în stare lubrifiată şi, respectiv, nelubrifiată. Dezavantajul metodei îl constituie

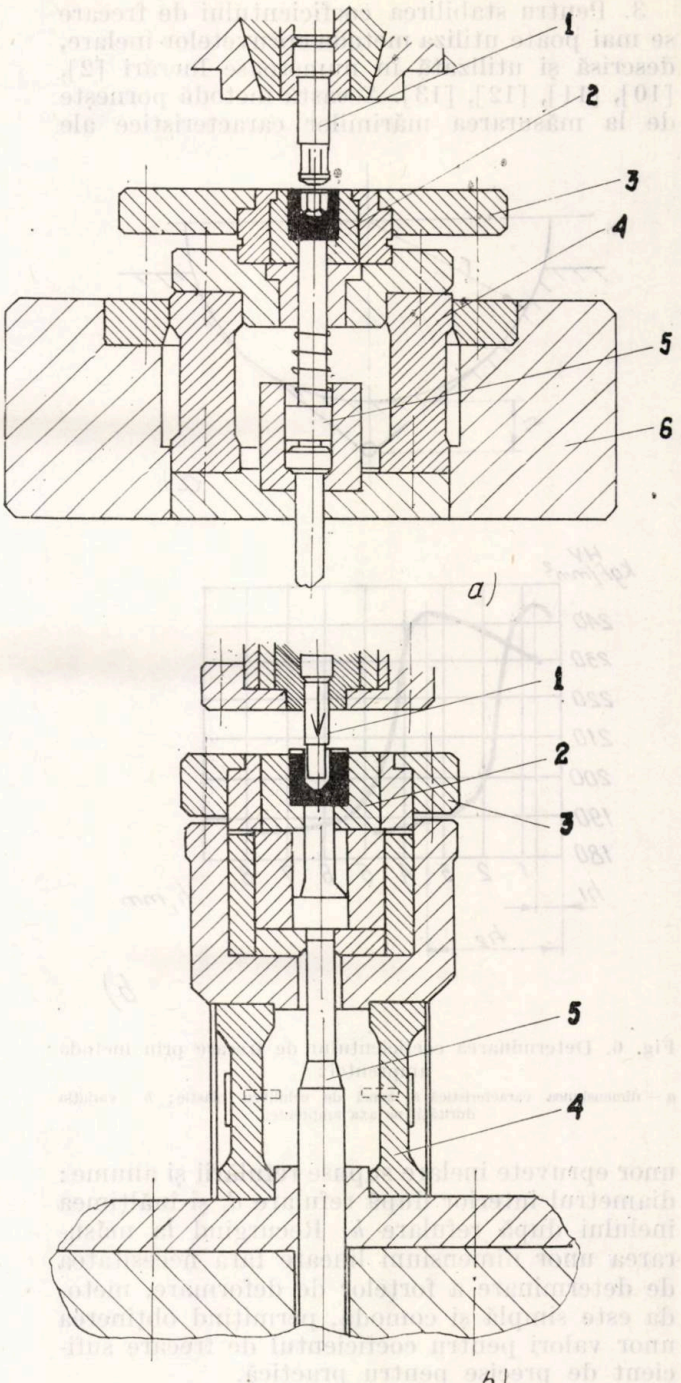


Fig. 5. Montajul traductoarelor electrotensiometrice de forţă:
a – incorect; *b* – corect; *1* – poanson; *2* – matriţă; *3* – placă de strîngere; *4* – traductor de forţă; *5* sistem extractor; *6* – bloc de matriţe

dificultatea stabilirii cu precizie a maximului de pe curba de variaţie a durităţii, care la rîndul său permite determinarea înălţimii h. Baza metodei este fundamentată prin teoria liniilor de curgere arătate în timpul deformării şi a fost demonstrată în lucrarea [9]. În I.C.P.T.S.C. s-au făcut cercetări cu metoda descrisă pentru stabilirea lubrifianţilor optimi la alame.

3. Pentru stabilirea coeficientului de frecare se mai poate utiliza metoda epruvetelor inelare, descrisă şi utilizată în numeroase lucrări [2], [10], [11], [12], [13]. Această metodă porneşte de la măsurarea mărimilor caracteristice ale

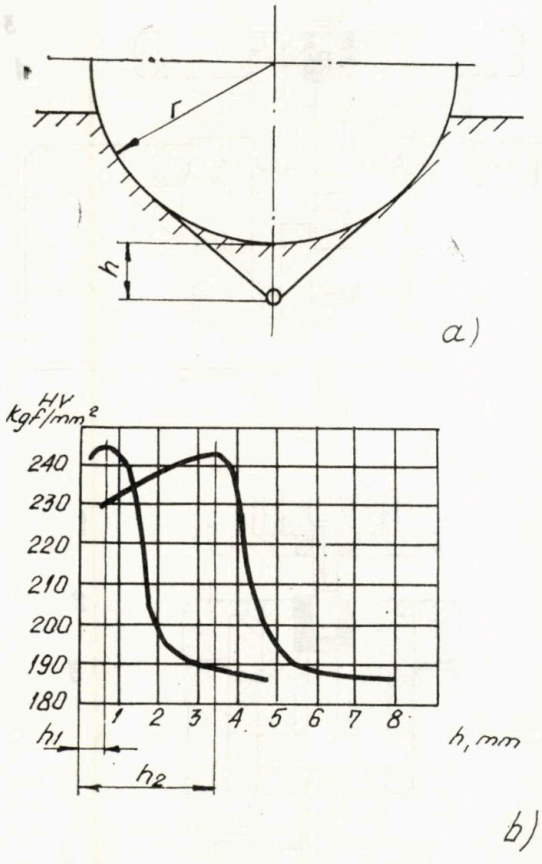


Fig. 6. Determinarea coeficientului de frecare prin metoda amprentei:
a – dimensiunea caracteristică a zonei de echilibru plastic; *b* – variaţia durităţii pe axa amprentei

unor epruvete inelare supuse refulării şi anume: diametrul interior după refulare d_i şi înălţimea inelului după refulare h. Recurgînd la măsurarea unor dimensiuni lineare fără necesitatea de determinare a forţelor de deformare, metoda este simplă şi comodă, permiţînd obţinerea unor valori pentru coeficientul de frecare suficient de precise pentru practică.

În lucrarea [12] se arată că raza ρ a suprafeţei convenţionale de separare a curgerii la refulare între scule plane a unui inel este legată de coeficientul de frecare prin relaţia:

$$\bar{\rho} = \frac{\bar{R}+1}{2} - \frac{1{,}3 \lg \bar{R}}{4\mu\left(\bar{r} + \frac{1}{R}\right)}$$

în care: $\bar{\rho} = \frac{\rho}{r}$ este raza relativă a suprafeţei convenţionale de separare a curgerii;

$\bar{r} = \frac{r}{h}$ – raza relativă a suprafeţei interioare;

$\bar{R} = \frac{R}{r}$ – raza relativă a suprafeţei exterioare;

R, r, μ – raza suprafeţei exterioare, raza suprafeţei interioare şi coeficientul de frecare.

Clarificarea simbolurilor reiese din figura 7 unde a fost reprezentată schema refulării unui inel. Prin R_0, r_0 şi x_0 au fost notate razele exte-

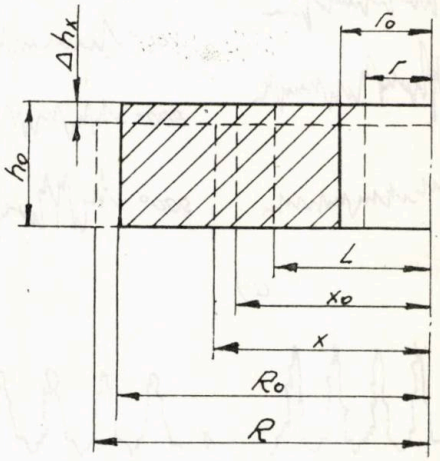


Fig. 7. Schema refulării unui semifabricat inelar

rioare, interioare şi raza unui punct oarecare înaintea refulării. Aceleaşi simboluri, fără indice, reprezintă notarea dimensiunilor respective după refularea pe înălţimea Δh_x. Poziţia suprafeţei convenţionale de separare a curgerii este stabilită de raza ρ. Această suprafaţă delimitează sensurile curgerii în direcţia radială sau, mai exact, modul în care decurge refularea: prin micşorarea diametrului interior sau prin mărirea celui exterior. În acest mod prin măsurarea diametrului interior, de exemplu, se poate stabili poziţia suprafeţei convenţionale de separare a curgerii la un moment dat care, după cum s-a văzut, depinde de valoarea coeficientului de frecare.

Se menţionează că metoda calculului variaţional a dus la o relaţie de calcul şi mai precisă a valorii razei $\bar{\rho}$ şi anume:

$$\bar{\rho} = \frac{0{,}24\,(\bar{R}-1) + a_k \bar{r}\,\bar{R}\,(\bar{R}+1)}{0{,}6\,(\bar{R}-1) + 2\,a_k \bar{r}\,\bar{R}}$$

în care: $a_k = \mu + \frac{1-\mu}{8}\sqrt{\mu\,(\bar{R}-1)\,\bar{r}} > 1$

Pe baza acestei relaţii, în laboratoarele I.C.P.T.S.C. au fost construite curbele teoretice de variaţie a razelor interioare în funcţie de înălţimea după refulare a inelelor şi coeficientul de frecare, pentru cazul particular al unor inele cu următoarele dimensiuni: diametrul iniţial exterior Ø 19,5 mm, diametrul iniţial

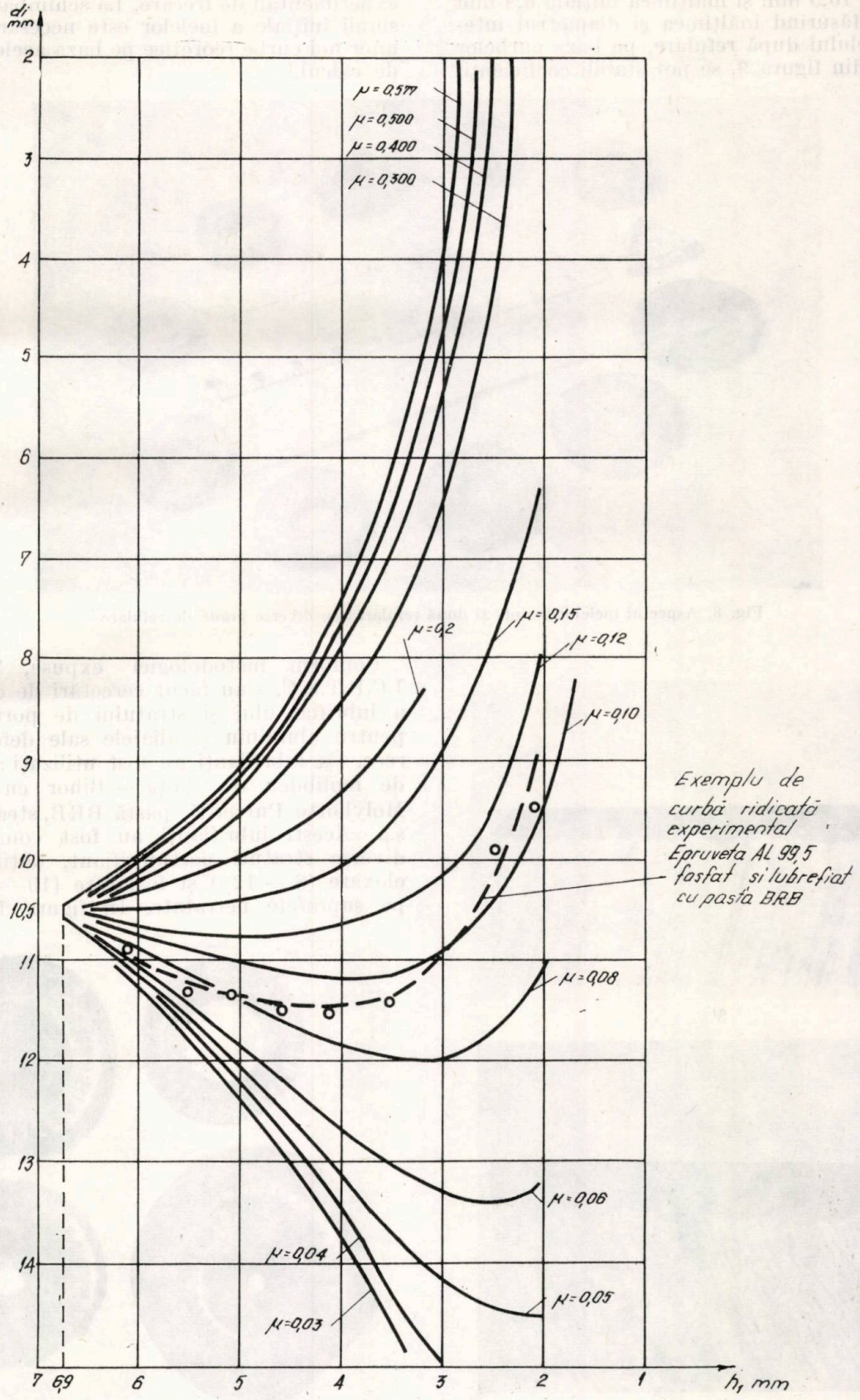


Fig. 9. Curbele teoretice de variație a coeficienților de frecare pentru proba cu inele

interior Ø 10,5 mm și înălțimea inițială 6,8 mm (fig. 8). Măsurînd înălțimea și diametrul interior al inelului după refulare, pe baza curbelor teoretice din figura 9, se pot stabili coeficienții experimentali de frecare. La schimbarea dimensiunii inițiale a inelelor este necesară trasarea unor noi curbe teoretice pe baza aceleiași relații de calcul.

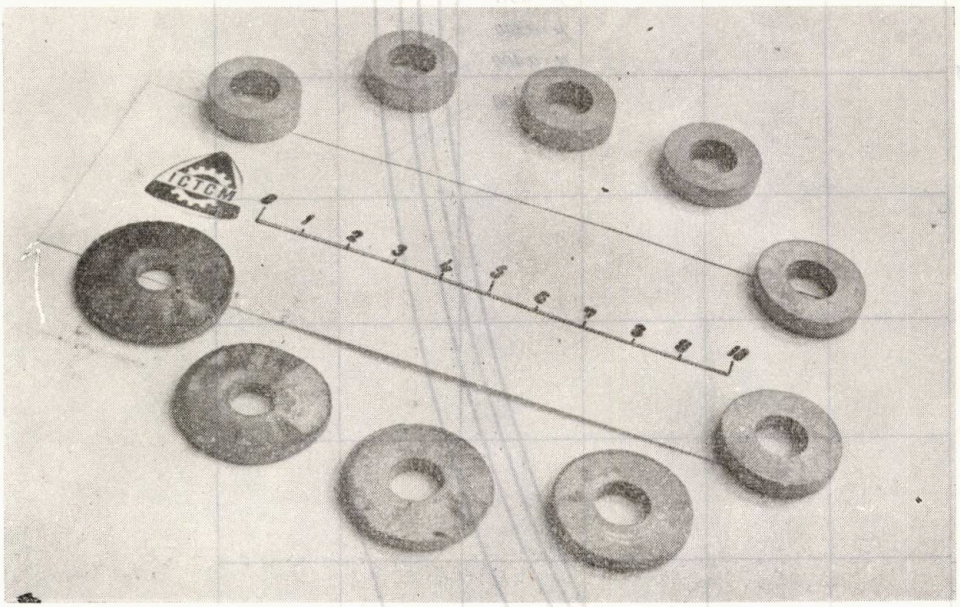
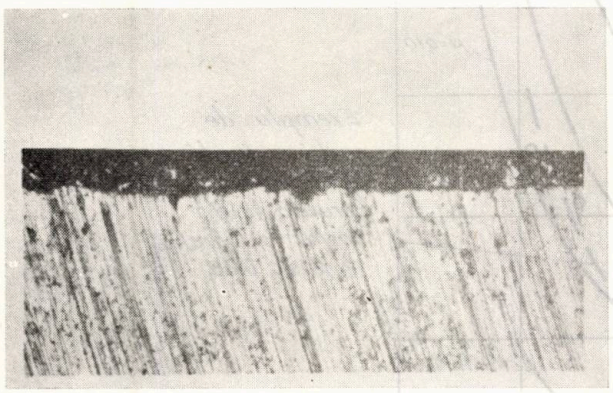
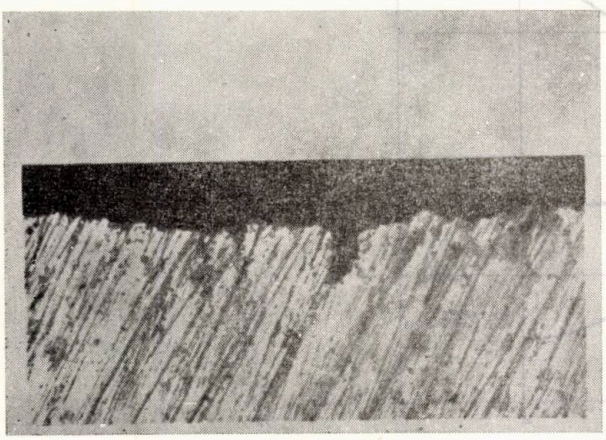


Fig. 8. Aspectul inelelor înainte și după refularea cu diverse grade de refulare



a)



b)

Fig. 10. Grosimea stratului anodizat și fosfatat:
a – aeloxat 8–12 μm; *b* – fosfatat 10–15 μm

Conform metodologiei expuse, în cadrul I.C.P.T.S.C. s-au făcut cercetări de optimizare a lubrifiantului și stratului de portlubrifiant pentru aluminiu și aliajele sale deformate la rece. Ca lubrifianți au fost utilizați: bisulfură de molibden de Băița — Bihor cu vaselină, Molykotte Pulver Z, pastă BRB, stearat de Zn ș.a. Acești lubrifianți au fost combinați cu diverse straturi portlubrifiant, obținute prin eloxare (8 — 12μ) și fosfatare (10 — 15μ) sau pe suprafețe netratate. În figura 10 se pot

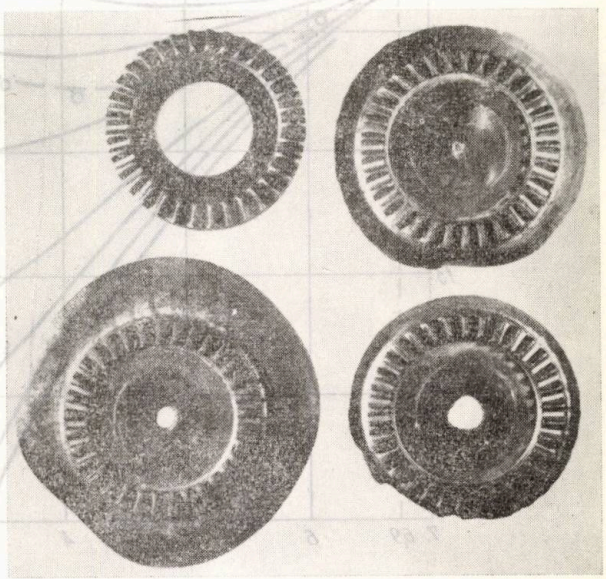


Fig. 11. Aspectul unor piese matrițate din semifabricate inelare cu diferiți lubrifianți

vedea grosimile straturilor eloxate și fosfatate. A mai fost de asemenea cercetată și influența tratamentelor termochimice asupra comportării la deformare și a uzurii sculelor pentru extruziunea la cald a aliajelor de aluminiu, așa cum s-a arătat în lucrarea [13].

Trebuie să se menționeze că se pot face aprecieri calitative asupra lubrifierii și în unele cazuri practice în care se lucrează cu semifabricate de pornire inelare. De exemplu, în cazul matrițării unei roți dințate la care s-a pornit de la un semifabricat inelar s-a consta-

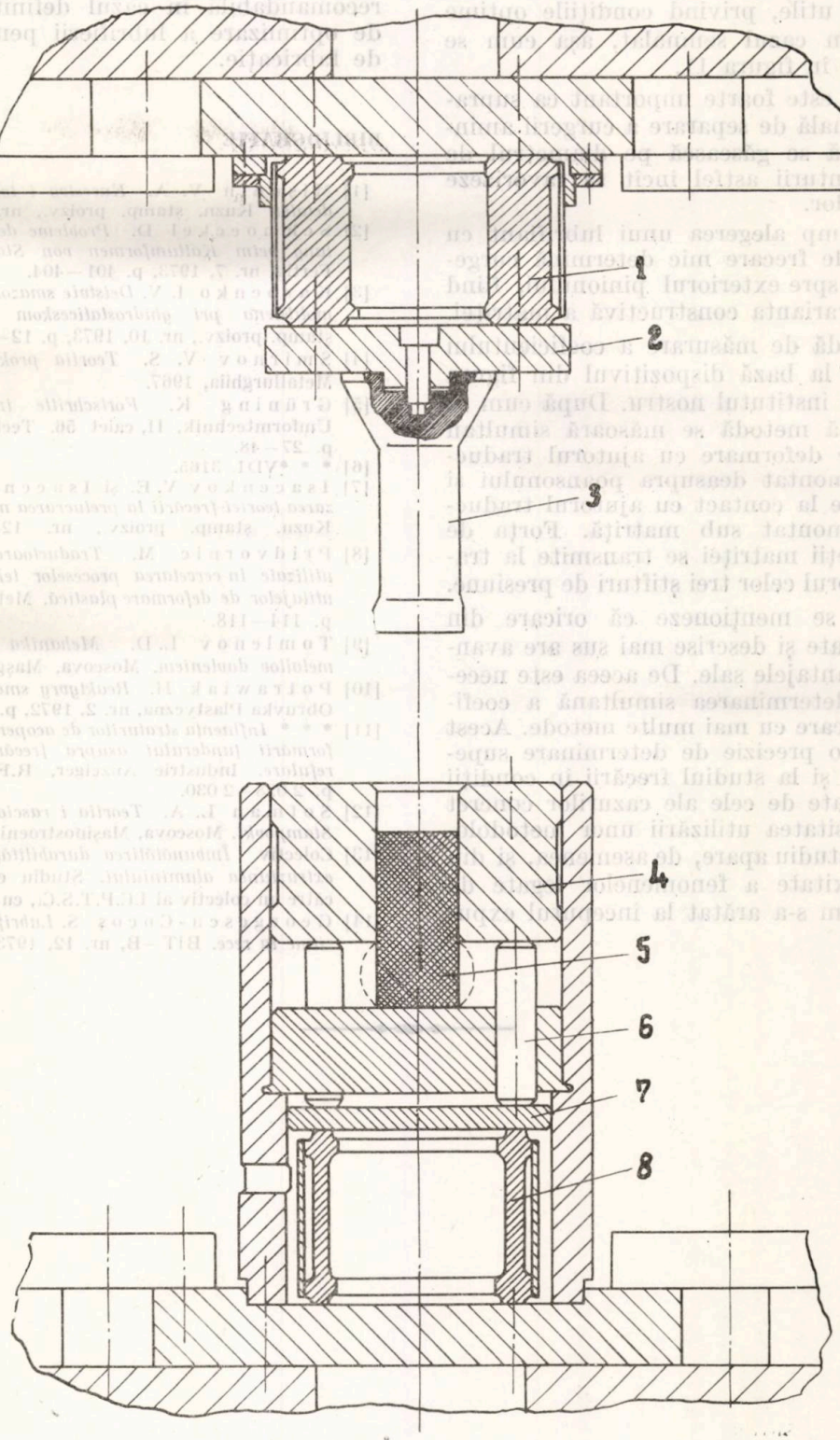


Fig. 12. Dispozitiv pentru măsurarea coeficientului de frecare:
1 – traductorul superior; *2* – placa de egalizare; *3* – poansonul; *4* – matriță; *5* – proba; *6* – știfturile; *7* – placa de egalizare; *8* – traductorul inferior

tat că diametrul orificiului interior după matriţare variază atît în funcţie de lubrifiere, cît şi de ceilalţi parametri ai procesului tehnologic, care la rîndul lor influenţează fenomenul de frecare. Fără a putea efectua determinări cantitative exacte, se pot totuşi trage unele concluzii practice utile, privind condiţiile optime de lubrifiere în cazul semnalat, aşa cum se poate vedea şi în figura 11.

În acest caz este foarte important ca suprafaţa convenţională de separare a curgerii amintite anterior să se găsească pe diametrul de divizare al danturii astfel încît să favorizeze umplerea dinţilor.

În acelaşi timp alegerea unui lubrifiant cu un coeficient de frecare mic determină curgerea metalului spre exteriorul pinionului, fiind ajutată şi de varianta constructivă a matriţei.

O altă metodă de măsurare a coeficientului de frecare are la bază dispozitivul din figura 12 construit în institutul nostru. După cum se vede la această metodă se măsoară simultan forţa totală de deformare cu ajutorul traductorului mare montat deasupra poansonului şi forţa de frecare la contact cu ajutorul traductorului mic, montat sub matriţă. Forţa de frecare pe pereţii matriţei se transmite la traductor cu ajutorul celor trei ştifturi de presiune.

Trebuie să se menţioneze că oricare din metodele utilizate şi descrise mai sus are avantajele şi dezavantajele sale. De aceea este necesară, uneori, determinarea simultană a coeficienţilor de frecare cu mai multe metode. Acest lucru duce la o precizie de determinare superioară, precum şi la studiul frecării în condiţii cît mai apropiate de cele ale cazurilor concret studiate. Necesitatea utilizării unor metodologii diferite de studiu apare, de asemenea, şi din marea complexitate a fenomenelor legate de frecare, aşa cum s-a arătat la începutul expunerii.

Cel mai comod procedeu pentru determinarea coeficientului de frecare este refularea inelelor, care dă în mod operativ valoarea coeficienţilor de frecare. Verificarea suplimentară cu celelalte procedee necesită o aparatură mai complexă (traductoare de forţă, dispozitive) şi este recomandabilă în cazul definitivării deciziilor de optimizare a lubrifierii pentru loturi mari de fabricaţie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mişunin V. A. *Kacestvo i tocinosti vidavlivaemih detalei.* Kuzn. ştamp. proizv., nr. 9, 1971, p. 4—7.

[2] Schmoeckel D. *Probleme der Oberflächenbehandlung beim Kaltumformen von Stahl.* I.W.T. — Z.ind. Fertig, nr. 7, 1973, p. 401—404.

[3] Karpenko I. V. *Deistvie smazok na osnove bisulfura molibdena pri ghidrostaticeskom pressovanii.* Kuzn. ştamp. proizv., nr. 10, 1973, p. 12—15.

[4] Smirnov V. S. *Teoriia prokatki.* Moscova, Ed. Metallurghiia, 1967.

[5] Grüning K. *Fortschritte im Kaltfliesspressen.* Umformtechnik, II, caiet 56. Technische Rundschau, p. 27—48.

[6] * * *VDI, 3165.

[7] Isacenkov V. E. şi Isacenkov E. I. *Generalizarea teoriei frecării la prelucrarea metalelor prin presare.* Kuzn. ştamp. proizv., nr. 12, 1972, p. 18—21.

[8] Pridvornic M. *Traductoare electrotensiometrici utilizate în cercetarea proceselor tehnologice, sculelor şi utilajelor de deformare plastică.* Metalurgia, nr. 2, 1971, p. 114—118.

[9] Tomlenov L. D. *Mehanika professov obrabotki metallov davleniem.* Moscova, Maşghiz, 1973.

[10] Potrawiak H. *Reaktywny smaz do tloczenia Stali.* Obruvka Plastyczna, nr. 2, 1972, p. 57—65.

[11] * * * *Influenţa straturilor de acoperire cu rol de frînare a formării ţunderului asupra frecării în operaţiile de refulare.* Industrie Anzeiger, R.F.G., nr. 85, 1972, p. 2 028—2 030.

[12] Sofman L. A. *Teoriia i rascioti professov holodnoi Stampovki.* Moscova, Maşinostroenie, 1964.

[13] Colectiv. *Îmbunătăţirea durabilităţii matriţelor pentru extruziunea aluminiului.* Studiu efectuat în 1973 de către un colectiv al I.C.P.T.S.C., cu simbol OZN.

[14] Georgescu-Cocoş S. *Lubrifianţi pentru extruziune la rece.* BIT—B, nr. 12, 1973. Studiu de sinteză.

Dr. chim. E. Grünwald
I. I. L. Electrometal — Cluj

Zincarea electrolitică lucioasă în băi cu conținut scăzut de metal și cianură

CZ 669.587 ;541.135

În ultimii ani din ce în ce mai multe lucrări de specialitate se preocupă de problema întrebuințării în practică a unor electroliți galvanici cu conținut scăzut de ioni metalici. Pe lîngă faptul că acești electroliți nu necesită cheltuieli ridicate ca băile galvanice concentrate, prezintă și o serie de avantaje tehnice, dintre care se poate aminti puterea de pătrundere însemnată a acestor soluții, datorită influenței pozitive a supratensiunii de difuzie prin micșorarea concentrației metalului. Straturile obținute din asemenea electroliți sînt foarte uniforme atît ca aspect, cît și ca grosime. Ele oferă o protecție anticorosivă excelentă a substratului și se pot întrebuința și în acele cazuri cînd aceste straturi trebuie să îndeplinească sarcini funcționale deosebite (în industria electronică, la acoperirea circuitelor imprimate, conductori pentru microunde etc.). Unele probleme teoretice și practice sînt cunoscute în legătură cu această concepție mai ales în ceea ce privește lucrările lui Haskó [1], [2], ele analizînd amănunțit două tipuri de electroliți și anume: un electrolit de cuprare acidă și un electrolit acid pentru depunerea aliajelor Pb—Sn. Kirchoff [3] examinează electroliții cianurici pentru zincare, cu conținut scăzut de metal. Alți autori [4] indică o serie de compoziții de electroliți pentru industria electronică, cu conținut scăzut de metal.

Scopul lucrării de față a fost examinarea unui electrolit de zincare cianurică cu conținut scăzut de metal și influența unor adaosuri pentru formarea luciului asupra randamentului de curent, puterii de dispersie a electrolitului, respectiv asupra durității straturilor depuse.

Partea experimentală. Randamentul de curent s-a determinat gravimetric, prin raportare la cantitatea depusă teoretic. Electroliza s-a efectuat într-un vas cilindric, cu o capacitate de 300 ml. Anozii au fost confecționați din foi de zinc electrolitic de puritate 99,9 %, iar catozii, din tablă decapată.

Pregătirea electrozilor pentru determinări s-a făcut după următorul procedeu: degresare brută în eter de petrol; degresare electrolitică; spălare; decapare în HCl 1 :9; spălare; zincare; spălare; albire în HNO_3 5 ml/l; spălare; spălare în apă fierbinte; uscare.

Puterea de dispersie s-a studiat în celula Hull, după metoda lui Heyes, descrisă într-o lucrare anterioară [5]. Electroliza s-a efectuat timp de 15 min, la o intensitate de curent de 1 amper, electrolitul avînd temperatura de 22°C. Pregătirea plăcilor catodice a constat în degresarea lor cu o pastă de var de Viena, spălate apoi cu apă rece curgătoare.

Microduritatea Vickers a depunerilor s-a determinat cu microdurometrul de tip HPO 10, fabricația R.D.G.

Pentru obținerea probelor s-a folosit un electrolit de zincare cianurică, cu următoarea compoziție:

Zn	20 g/l
NaCN	50 g/l
NaOH	80 g/l

Rezultatele obținute cu acest electrolit au fost comparate cu determinările dintr-un electrolit cianuric obișnuit, avînd următoarea compoziție:

Zn	35 g/l
NaCN	95 g/l
NaOH	85 g/l

În aceste băi, în prezența cianurii de sodiu și a hidroxidului de sodiu, se formează complecșii de zincat de sodiu și cianura dublă de zinc și sodiu, conform reacțiilor de mai jos:

$$Zn(CN)_2 + 2\,NaCN = Na_2Zn(CN)_4$$

$$2Zn(CN)_2 + 4\,NaOH = Na_2ZnO_2 + Na_2Zn(CN)_4 + 2H_2O$$

sau:

$$2ZnO + 4\,NaCN = Na_2Zn(CN)_4 + Na_2ZnO_2$$

$$ZnO + 2NaOH = Na_2ZnO_2 = H_2O$$

O analiză chimică a raportului dintre acești doi complecși în electrolit nu se cunoaște, totuși pentru obținerea unor depuneri utilizabile în tehnică și pentru un lucru economic, ei trebuie să fie în echilibru.

O importanță deosebită pentru acest echilibru reprezintă așa-numitul „factor *M*", adică raportul dintre cianura de sodiu totală în electrolit și conținutul de metal Zn:

$$M = \frac{NaCN_{tot}}{Zn}\ \frac{g/l}{g/l},$$

De acest raport depinde în cea mai mare parte depunerea utilizabilă pentru scopuri tehnice și decorative a straturilor din zinc.

Acestor două băi li s-au mai adăugat cîte 2 g/l sulfură de sodiu, respectiv diferite adaosuri

de luciu, constînd din substanţe organice, utilizate singure sau în combinaţii. Adaosurile de luciu cu conţinut de metal în electroliţii de zincare cu conţinut scăzut de metal nu se întrebuinţează decît în cazuri excepţionale.

În tabela 1 sînt prezentate adaosurile de luciu utilizate la încercările întreprinse pentru determinarea parametrilor propuşi.

Tabela 1

Electrolitul de zincare	Factor *M*	Adaos de luciu	Cant., g/l
Zn 20 g/l		Glicerină	5
		Cumarină	1
NaCN 50 g/l			
NaOH 80 g/l	1 :2,5	Alcool polivinilic	0,25
		Amestec de acid fenolsulfonic şi vanilină bisulfitică	3
		Benzaldehidă + gelatină	1+1
		Dextrină + anisaldehidă	3+6
Zn 35 g/l		Na_2MoO_3	2
NaCN 95 g/l	1 :2,7	Piperonal	2
NaOH 85 g/l		Dextrină albă	1

Rezultate şi discuţii. Diagrama din figura 1 reprezintă puterea de dispersie, respectiv repartiţia metalică a electrolitului de zincare cu conţinut de zinc scăzut şi a electrolitului obişnuit în prezenţa adaosurilor de luciu cuprinse în tabela 1. Se poate observa că acest parametru foarte important din punct de vedere tehnic prezintă valori mai ridicate în cazul electrolitului cu conţinut scăzut de zinc şi cianură, decît electrolitul concentrat. De fapt aceste rezultate concordă întocmai cu observaţiile din producţie. Temperatura de lucru optim este de 20—27°C, iar valorile densităţilor de curent se situează între 2 şi 6 A/dm². Adaosurile de luciu nu influenţează esenţial puterea de dispersie a electrolitului. După cum s-a observat în practică acest electrolit nu este atît de sensibil faţă de modificările compoziţiei, iar menţinerea concentraţiei de zinc în electrolit nu prezintă o problemă.

Adaosurile de luciu în electrolit nu modifică prea mult randamentul catodic de curent. Această relaţie este reprezentată în diagrama din figura 2. Determinările s-au efectuat la temperatura de 22°C. Un randament de curent mai scăzut îl are electrolitul cu concentraţie ridicată de zinc. Cum este de aşteptat, randamentul de curent scade simţitor cu ridicarea densităţii de curent, datorită degajării tot mai intense a hidrogenului.

În continuare s-au măsurat durităţile straturilor depuse în raport cu concentraţia adaosurilor de luciu. Duritatea straturilor de zinc arată o uşoară creştere cu mărirea concentraţiei substanţelor, datorită înglobării acestora

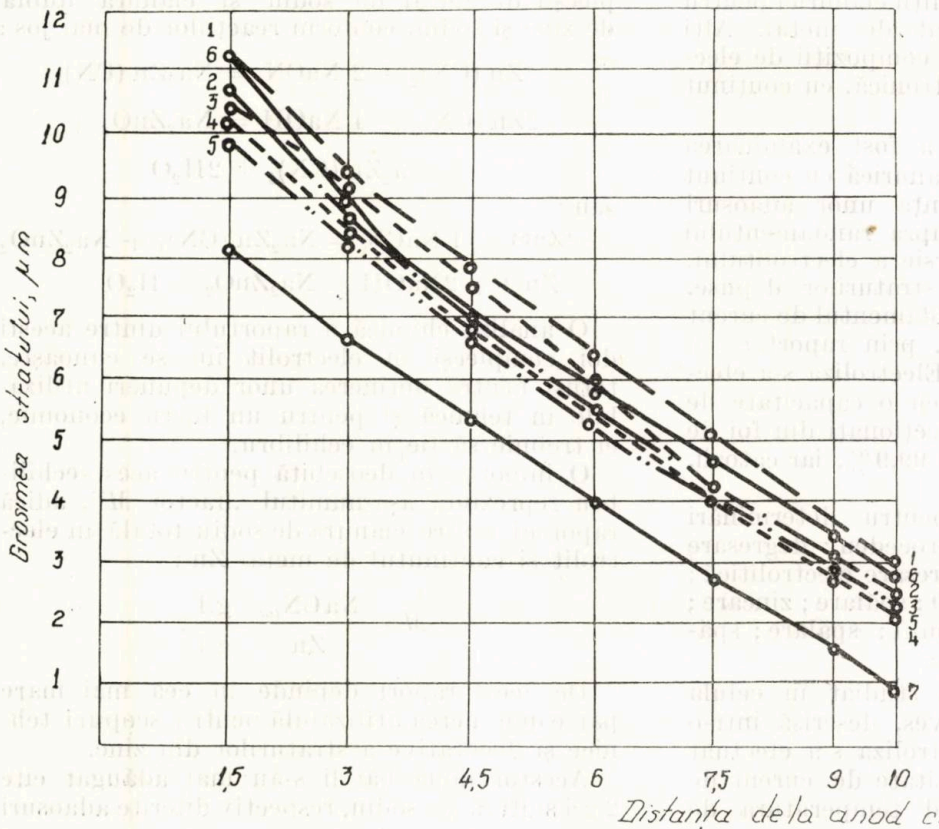


Fig. 1. Puterea de dispersie, respectiv repartiţia metalică pe plăcile catodice din celula Hull

în stratul metalic. Nu se poate găsi nici o corelaţie între duritatea straturilor de zinc şi luciul acestora. Rezultatele măsurărilor sînt prezentate în figurile 3, 4 şi 5.

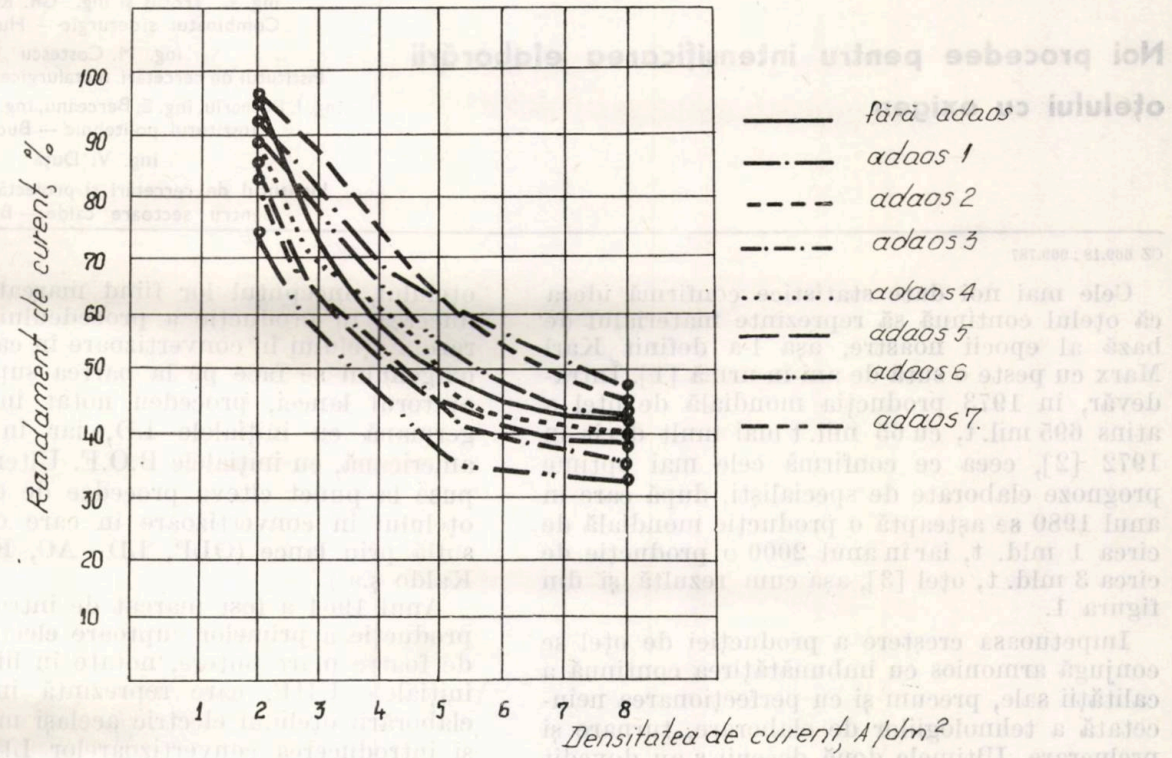


Fig. 2. Modificarea randamentului catodic de curent în prezenţa adaosurilor de luciu

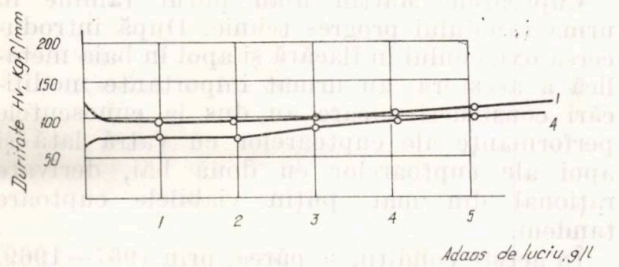


Fig. 3. Modificarea durităţii straturilor de Zn cu concentraţia adaosurilor de luciu

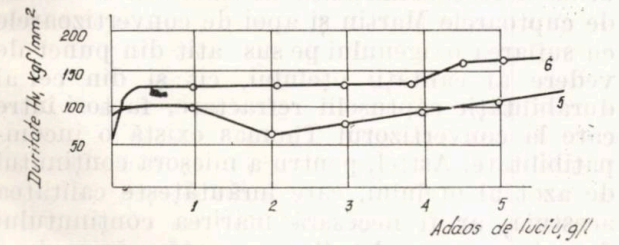


Fig. 4. Modificarea durităţii straturilor de Zn cu concentraţia adaosurilor de luciu

Experimentările descrise arată că întrebuinţarea electroliţilor de zincare cianurică cu conţinut scăzut de zinc şi cianură prezintă avantaje faţă de electroliţii concentraţi. Pe lîngă faptul că permit un lucru economic, au o dispersie metalică mai pronunţată, concomitent cu un luciu puternic al depunerilor, uşurează mult procedeul de neutralizare a apelor de spălare şi face posibilă o economie însemnată de chimicale. Pierderile de electroliţi prin

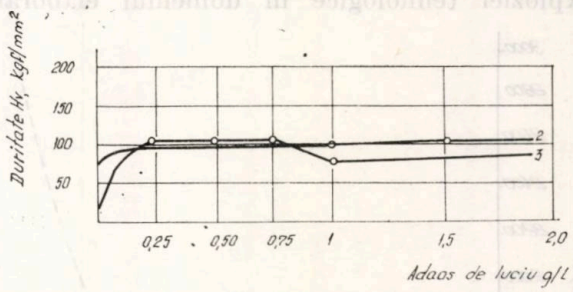


Fig. 5. Modificarea durităţii straturilor de Zn cu concentraţia adaosurilor de luciu.

scoaterea pieselor din baie sînt cu aproximativ 40—70% mai scăzute decît în cazul băilor concentrate.

Concentraţia adaosurilor de luciu prezenţi în electroliţi nu influenţează în mod simţitor duritatea straturilor depuse.

BIBLIOGRAFIE

[1] Farkas S. şi Haskó F. Galvanotechnik, nr. 3, 1973, p. 193—195.

[2] Haskó F. *A X-a consfătuire a Asociaţiei germane de galvanotehnică.* Düsseldorf, 1971. Comunicare.

[3] Kirchoff F. Galvanotechnik, nr. 3, 1973, p. 190—192.

[4] Bogenschütz A. F. *Oberflächentechnik und Galvanotechnik in der Elektronik.* Eugen G. Leuze Verlag. Saulgau-Württ., 1971.

[5] Grünwald E. Revista de chimie nr. 5, 1970, p. 297—302.

Noi procedee pentru intensificarea elaborării oțelului cu oxigen

Prof. dr. doc. ing. I. Tripșa
Institutul politehnic — București
ing. C. Trotuș și ing. Gh. Rădulescu
Combinatul siderurgic — Hunedoara
ing. M. Costescu
Institutul de cercetări metalurgice — București
ing. I. Butnariu, ing. E. Berceanu, ing. D. Zamfirescu
Institutul politehnic — București
ing. V. Duță
Institutul de cercetări și proiectări tehnologice pentru sectoare calde — București

CZ 669.18 ; 669.787

Cele mai noi date statistice confirmă ideea că oțelul continuă să reprezinte materialul de bază al epocii noastre, așa l-a definit Karl Marx cu peste o sută de ani în urmă [1]. Într-adevăr, în 1973 producția mondială de oțel a atins 695 mil. t, cu 65 mil. t mai mult decît în 1972 [2], ceea ce confirmă cele mai optime prognoze elaborate de specialiști, după care în anul 1980 se așteaptă o producție mondială de circa 1 mld. t, iar în anul 2000 o producție de circa 3 mld. t, oțel [3], așa cum rezultă și din figura 1.

Impetuoasa creștere a producției de oțel se conjugă armonios cu îmbunătățirea continuă a calității sale, precum și cu perfecționarea neîncetată a tehnologiilor de elaborare, turnare și prelucrare. Ultimele două decenii s-au dovedit deosebit de bogate din punct de vedere al exploziei tehnologice în domeniul elaborării

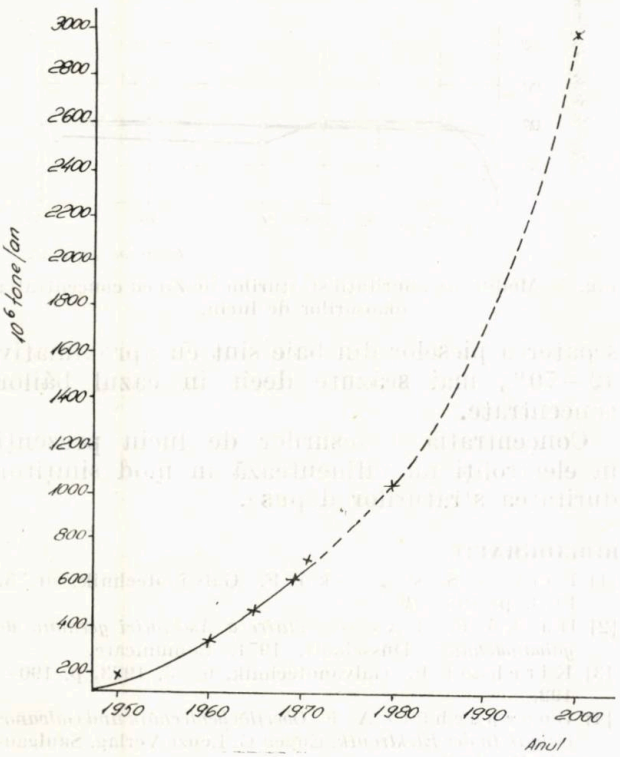


Fig. 1. Creșterea producției mondiale de oțel și prognoza pînă în anul 2000

oțelului, începutul lor fiind marcat de introducerea în producție a procedeului de elaborare a oțelului în convertizoare în care suflarea oxigenului se face pe la partea superioară cu ajutorul lancei, procedeu notat în literatura germană cu inițialele LD, iar în literatura americană, cu inițialele B.O.F. Ulterior au fost puse la punct cîteva procedee de elaborare a oțelului în convertizoare în care oxigenul se suflă prin lance (OLP, LD—AC, Kaldo, LD-Kaldo ș.a.).

Anul 1964 a fost marcat de introducerea în producție a primelor cuptoare electrice cu arc de foarte mare putere, notate în literatură cu inițialele UHP, care reprezintă în domeniul elaborării oțelului electric același mare salt ca și introducerea convertizoarelor LD în elaborarea oțelului de masă.

Cuptoarele Martin n-au putut rămîne în urma rapidului progres tehnic. După introducerea oxigenului în flacără și apoi în baia metalică a acestora, au urmat importante modificări constructive care au dus la cunoscutele performanțe ale cuptoarelor cu vatră lată și apoi ale cuptoarelor cu două băi, derivate rațional din mai puțin viabilele cuptoare tandem.

În aceste condiții, se părea, prin 1967—1969, că s-a terminat definitiv cu arhaicele convertizoare clasice Thomas, a căror rămînere în urmă a fost confirmată în numeroase rînduri de cuptoarele Martin și apoi de convertizoarele cu suflarea oxigenului pe sus atît din punct de vedere al calității oțelului, cît și din cel al durabilității căptușelii refractare, factori între care la convertizorul Thomas există o incompatibilitate. Astfel, pentru a micșora conținutul de azot al oțelului, care înrăutățește calitatea acestuia, ar fi necesară mărirea conținutului de oxigen în aerul suflat ; această mărire duce la înrăutățirea durabilității fundului convertizorului din cauza supraîncălzirilor locale provocate de efectul termic al intenselor reacții dintre oxigen și elementele băii metalice. Practica a dovedit necesitatea limitării conținutului de oxigen în aerul suflat în convertizorul Thomas la maximum 40 %. Ca urmare, s-a trecut — la timpul respectiv — la suflarea oxigenului pe

sus, prin lance, metodă care — pe lîngă importante avantaje — are evident dezavantajele folosirii incomplete a oxigenului suflat, ale unor pierderi însemnate de fier cu gazele evacuate („fumul brun"), cu zgura puternic oxidată şi cu împroşcările de oţel mai mult sau mai puţin frecvente în cursul elaborării [4].

Cercetările întreprinse în ultimii ani de Eisenwerk Gesellschaft Maximillianshütte în Sulzbach-Rosenberg din R. F. Germania şi, ulterior, de firmele franceze Creusot — Loire, Wendel — Sidelor şi Sprunck [5]—[18] au dovedit că oxigenul tehnic pur poate fi suflat în convertizor şi prin partea inferioară, cu condiţia folosirii unui mediu de protecţie sub forma unui înveliş care să întîrzie reacţia dintre oxigen şi elementele din baia metalică, îndepărtînd astfel zona cu temperaturi ridicate de la suprafaţa căptuşelii refractare. În acest scop se folosesc ajutaje speciale, constînd din două ţevi concentrice. Prin ţeava centrală se suflă oxigenul tehnic, iar prin spaţiul dintre cele două ţevi se suflă o hidrocarbură gazoasă (la Maxhütte procedeul fiind notat cu iniţialele OBM= „Oxygen, Bodenblasen, Maxhütte") sau lichidă (în Franţa procedeul fiind notat cu iniţialele firmelor colaboratoare la cercetare LWS = „Loire, Wendel, Sprunck").

Cele două procedee noi de elaborare a oţelului OBM şi LWS s-au dovedit viabile, deoarece asigură oţelului o calitate similară calităţii oţelului Martin, o durabilitate a căptuşelii fundului convertizorului de 400 şi chiar 700 şarje; în acelaşi timp aduc o creştere însemnată a productivităţii (30—40%), datorită reducerii duratei de suflare şi volumului specific necesar, o creştere cu circa 2% (procente absolute) a scoaterii de oţel şi pot fi aplicate imediat şi cu cheltuieli minime la convertizoarele Thomas existente în cîteva ţări din Europa occidentală.

Ajutajul special, cu două ţevi concentrice, a fost ulterior (1971) adaptat de către United States Steel la convertizoare noi, prevăzute iniţial să fie folosite pentru suflarea oxigenului pe sus, prin lance, pentru prelucrarea unor fonte cu conţinut mic de fosfor (spre deosebire de fontele fosforoase prelucrate prin procedeele OBM şi LWS), apărînd astfel procedeul notat cu iniţialele Q—BOP („Quiet—Basic Oxygen Process"), care subliniază caracterul liniştit al procedeului.

Acelaşi ajutaj special din două ţevi concentrice a fost adoptat (1971) de firma canadiană Sydney Steel Company la trei cuptoare Martin de 225 t, apărînd procedeul notat cu iniţialele SIP („Submerged Injection Process"), care acordă cuptoarelor Martin avantaje similare convertizoarelor Q—BOP.

În tabela 1 se prezintă lista agregatelor de elaborare a oţelului cu suflare prin vatră sau fund existente în prezent în funcţiune, totalizînd aproape 18 mil. t capacitate anuală de producţie, care creşte într-un ritm mai intens decît a crescut la început capacitatea de producţie a convertizoarelor cu suflarea oxigenului pe la partea superioară, prin lance.

Se prezintă în continuare date cu privire la noile procedee de elaborare a oţelului cu suflarea pe jos a oxigenului, date extrase din literatura de specialitate, din brevete de invenţie, recalculate sau verificate de autori după indicaţii incomplete din literatură, sau obţinute pe baza experimentărilor efectuate într-un convertizor pilot (fig. 2 şi 3).

Ajutajul special (fig. 4) constă din două ţevi concentrice din cupru (ţeava centrală) şi oţel obişnuit (ţeava exterioară) — sau ca în cazul experimentărilor autorilor — amîndouă ţevile din oţel inoxidabil. Suflarea oxigenului se face de regulă cu debite unitare mai mari decît în convertizoarele LD (5 — 10 $Nm^3/t \cdot min$, faţă de 3—6 $Nm^3/t \cdot min$). Presiunea fluidului protector se menţine cu 20 — 50% mai mică decît presiunea oxigenului.

În fiecare convertizor sau cuptor Martin se folosesc mai multe asemenea ajutaje amplasate în aşa fel încît să permită cumularea efectului dinamic al jeturilor de gaze asupra băii metalice, care este intens amestecată.

În acest scop, ajutajele speciale se introduc în convertizoare ca în figura 5, iar în cuptoare Martin ca în figura 6.

Principalele avantaje ale procedeelor de elaborare a oţelului în convertizoare cu suflarea pe jos a oxigenului (OBM şi LWS) sînt următoarele:

— durata suflării oxigenului este mai mică decît în cazul convertizoarelor Thomas sau LD;

— elaborarea decurge mult mai liniştit, împroşcările sînt aproape excluse, iar gazele evacuate sînt mult mai puţin colorate, ceea ce permite să se obţină o scoatere cu 2—4% mai mare;

— mersul mai liniştit permite o încărcare suplimentară a convertizorului, cu reducerea volumului specific necesar, pînă la circa 0,6 m^3/t;

— se pot folosi cantităţi mai mari de fier vechi, pînă la 35%, faţă de 25—30% în convertizoare LD şi 15—18% în convertizoare Thomas;

— zgura conţine mai puţini oxizi de fier (12—14% faţă de 18—22% în convertizoarele LD) şi este mai puţin agresivă faţă de căptuşeala refractară;

— conţinuturile de azot şi fosfor din oţel sînt similare cu cele din oţelul LD, dar conţinutul de sulf este întotdeauna mai mic;

— ca urmare la renunţarea folosirii lancei înălţimea clădirii este cu aproximativ 30% mai mică decît în cazul convertizoarelor LD, ceea ce face ca noile convertizoare să poată fi amplasate în actualele oţelării Martin, în

Tabela 1

Țara și firma	Localitatea	Procedeul	Capacitatea de producție	Nr. agregatelor	Mărimea șarjelor, t	Data pornirii
Belgia						
Cockerill-Ougrée Forges Marcinelle	Monceau	OBM	880 000	4	40	1971
Canada						
Sydney Steel	Sydney, NS	SIP	1 250 000	3	225	1971
Franța						
Cockerill-Ougrée	Rehon	OBM	330 000	2	30	1973
Neuves-Maison	Chatillon	OBM	600 000	4	35	1969
La Chiers	Longwy	LWS	400 000	2	25	1973
Usinor	Longwy	OBM	400 000	2	45	1970
Wendel-Sidelor	Valenciennes	OBM	900 000	3	80	1970
	Hogandange	LWS	600 000	2	50	1971
	Rombas	LWS	300 000	1	35	1971
R.F. Germania						
Maximillianshütte	Sulzbach-Rosenberg	OBM	1 100 000	6	35	1967
Röchling-Burbach	Völklingen	OBM	500 000	2	45	1969
Luxemburg						
Metallurgique de Rodange	Rodange	OBM	660 000	4	30	1970
Republica Sud Africană						
South African Iron & Steel Corp.	Pretoria	OBM	300 000	1	40	experimental
Suedia						
Suruhammars Bruks	Suruhammar	OBM	150 000	1	40	1974
S.U.A.						
U.S. Steel	Fairfield	Q—BOP	3 500 000	2	200	1973
	Gary	Q—BOP	5 000 000	3	200	1973
	South Works (Chicago)	Q—BOP	—	1	30	experimental
	Capacitatea totală, t		17 360 000			

timp ce acest lucru este imposibil în oțelăriile LD (fig. 7). De asemenea, investiția pentru o nouă oțelărie este cu 5—8% mai mică în cazul convertizoarelor Q—BOP, față de cazul convertizoarelor LD.

Dintre dezavantajele noilor tipuri de convertizoare se relevă:

— posibilitatea basculării convertizorului cu încărcătură lichidă într-un singur sens, astfel încît ajutajele să se găsească deasupra nivelului băii metalice;

— întreținerea costisitoare a ajutajelor și căptușelii refractare a părții inferioare a convertizorului;

— conținutul mai ridicat de hidrogen în oțel, mai ales în cazul folosirii ca fluid de protecție a hidrocarburilor lichide (LWS); în plus aceste hidrocarburi trebuie să aibă un conținut mic de sulf.

Examinarea cestor plusuri și minusuri a dus pînă în prezent la înclinarea balanței în favoarea noilor convertizoare cu suflarea de jos a oxigenului, care au fost adoptate în trei noi oțelării, prevăzute inițial a fi dotate cu convertizoare de tip LD (la Fairfield și Gary în S.U.A. și la Suruhammars în Suedia). Viitorul apropiat va confirma sau infirma această părere.

Mult mai interesantă este, pentru cazul uzinelor dotate în prezent cu cuptoare Martin, experiența uzinei canadiene Sydney Steel care aplică din 1971 la trei cuptoare Martin de 225 t procedeul SIP, obținînd circa 1 250 000 t oțel pe an. Inițial, noul procedeu consta în injectarea oxigenului la nivelul suprafeței de separare zgură — metal, folosind în acest scop opt ajutaje speciale de tipul Maxhütte. Se sufla timp de 60 pînă la 80 min, cu un debit de circa 850 Nm^3/min, obținînd o productivitate

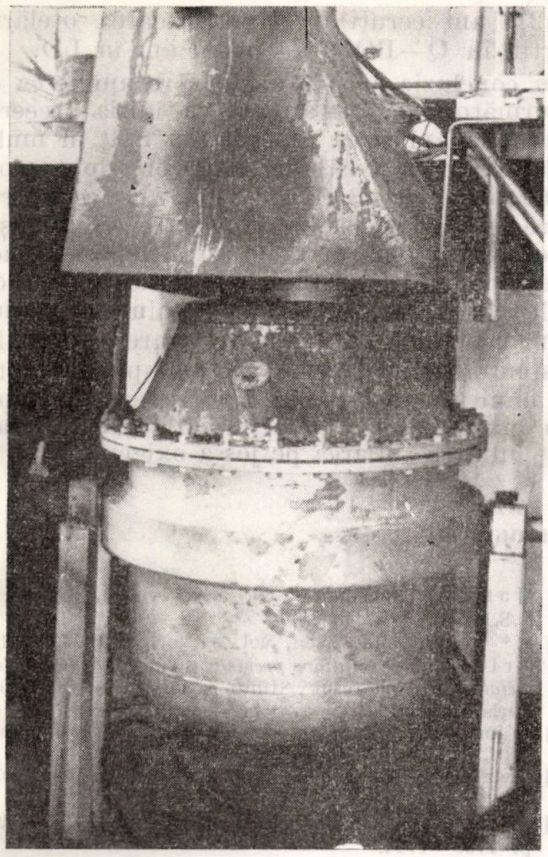


Fig. 2. Convertizor pilot pentru elaborarea oţelului prin suflarea pe jos a oxigenului

Fig. 3. Vedere a părţii intermediare a convertizorului pilot

de peste 100 t/h şi o durată medie de elaborare de 2,5 h. Apoi s-a trecut la suflarea orizontală a oxigenului la un nivel cu 300 mm sub nivelul zgură—metal, folosind numai două ajutaje speciale.

În ultima variantă s-a reuşit să se reducă durata totală a şarjei la 90 min, din care 12 min

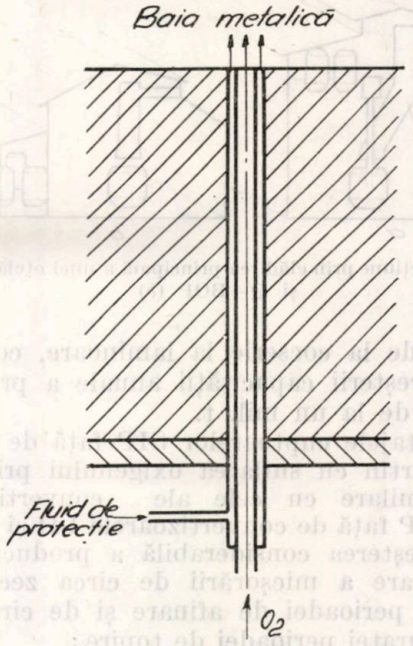


Fig. 4. Ajutajul special, constînd din două ţevi concentrice din oţel inoxidabil, pentru suflarea pe jos a oxigenului în înveliş de protecţie din hidrocarburi gazoase sau lichide

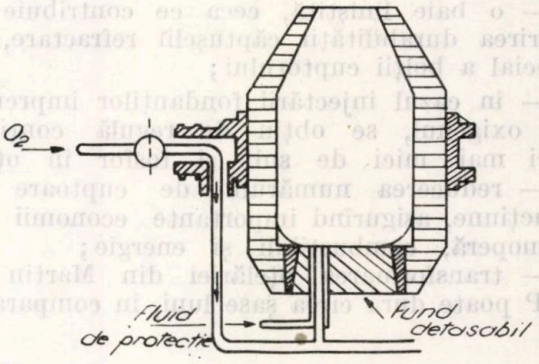


Fig. 5. Amplasarea ajutajelor speciale în convertizoare

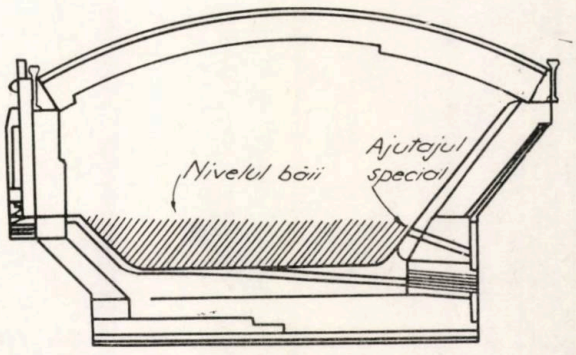


Fig. 6. Amplasarea ajutajelor speciale în peretele din spate al unui cuptor Martin

pentru afinare [18]. Prin aplicarea procedeului SIP, Sydney Steel intenţionează să obţină în şase cuptoare Martin basculante de 225 t o producţie anuală de peste 2,5 mil. t oţel, în care scop efectuează în prezent reconstrucţia

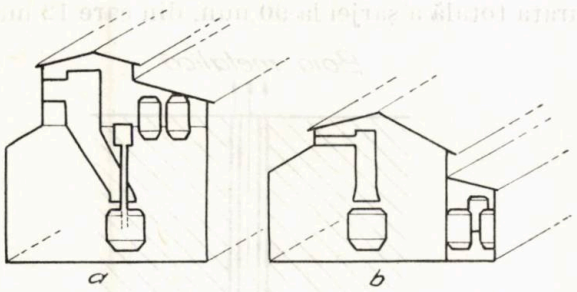


Fig. 7. Secţiune prin clădirea principală a unei oţelării LD (*a*) şi Q—BOP (*b*)

uzinei, de la cocserie la laminoare, corespunzător creşterii capacităţii anuale a producţiei de oţel de la un mil. t.

Avantajele cuptoarelor SIP faţă de cuptoarele Martin cu suflarea oxigenului prin lance sînt similare cu cele ale convertizoarelor Q—BOP faţă de convertizoarele LD şi anume :

— creşterea considerabilă a productivităţii, ca urmare a micşorării de circa zece ori a duratei perioadei de afinare şi de circa două ori a duratei perioadei de topire ;

— o creştere a scoaterii de oţel cu 2 pînă la 4%, procente absolute, ca urmare a pierderilor mai mici de fier în zgură, cu gazele şi ca stropi ;

— o baie liniştită, ceea ce contribuie la mărirea durabilităţii căptuşelii refractare, în special a bolţii cuptorului ;

— în cazul injectării fondanţilor împreună cu oxigenul, se obţin de regulă conţinuturi mai mici de sulf şi fosfor în oţel ;

— reducerea numărului de cuptoare în funcţiune, asigurînd importante economii de manoperă, combustibili şi energie ;

— transformarea oţelăriei din Martin în SIP poate dura circa şase luni, în comparaţie cu 2,5 ani ceruţi de transformarea oţelăriei Martin în Q—BOP sau patru ani în LD.

În concluzie se poate face presupunerea că în următorii cîţiva ani se va iniţia trecerea masivă la aplicarea procedeului SIP în multe oţelării Martin existente şi se vor adopta convertizoarele Q—BOP în locul unor convertizoare LD în oţelăriile proiectate. Specialiştii apreciază că pînă în 1980 se va depăşi capacitatea anuală de elaborare a oţelului prin procedeele cu suflarea pe jos a oxigenului de 400 mil. t, în primul rînd prin modernizarea oţelăriilor existente. În aceste condiţii, se impune adoptarea unui program prioritar de cercetare şi aplicare în producţie a noilor procedee de elaborare a oţelului cu suflarea pe jos a oxigenului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Marx K. *Capitalul*, ed. III, vol. I, Bucureşti, E.S.P.L.P., 1957, p. 210.
[2] * * * Stahl und Eisen, vol. 94, nr. 3, 1974, p. 122.
[3] Tripşa I. *Evolutions prévisibles dans le domaine de la métallurgie*. Congresul „Ştiinţa şi tehnica anului 2000", Paris, iunie, 1971.
[4] Rău A. şi Tripşa I. *Metalurgia oţelului*. Bucureşti, E.D.P., 1973, p. 613—621.
[5] Leroy P. ş.a. C.I.T.—C.D.S., nr. 3, 1970, p. 703—722.
[6] Deloyen, A. ş.a. C.I.T.—C.D.S., nr. 7—8, 1971, p. 1739—1744.
[7] Knuppel H. ş.a. Brevet R. F. Germania, nr. 1 583 968, 1971.
[8] Leroy P. ş.a. C.I.T. — C.D.S., nr. 3, 1973, p. 739 751.
[9] * * * Journal of Metals, martie, 1972, p. 31—37.
[10] * * * Iron Age, vol. 209, iunie, 1972, p. 32.
[11] * * * Iron Age, vol. 209, august, 1972, p. 27.
[12] * * * 33 Magazine of Metals Producing, vol. 9, 1972, p. 34—38.
[13] Leroy P. ş.a. Iron and Steel Engineer, vol. 49, 1972, oct., p. 51.
[14] * * * Metallurgical Reports, nr. 30, 1972, p. 43—44.
[15] * * * Journal of Metals, vol. 25, 1973, martie, p. 34.
[16] Hubbard J. ş.a. Iron and Steel Engineer, vol. 50, 1973, oct., p. 37—43.
[17] Chatterjee A. Iron and Steel International, 1973, oct., p. 440—448.
[18] * * * Iron Age, vol. 211, 1974, martie, p. 36—38.

Ing. Gh. Avram și ing. M. Popescu
Întreprinderea de țevi „Republica" — București

Fabricarea țevilor din oțel fără sudură rezistente la temperaturi scăzute

CZ 621.774 : 539.42 : 66—974

Dezvoltarea în R.S. România a industriei frigorifice, alimentare, chimice și farmaceutice a necesitat realizarea de țevi din oțel fără sudură din oțeluri carbon sau aliate, care să asigure o comportare corespunzătoare în condițiile unor procese tehnologice care se desfășoară la temperaturi scăzute, în general sub zero grade, cuprinzînd un domeniu de temperaturi pînă la —100°C.

În vederea reglementării producției de serie a țevilor fără sudură rezistente la temperaturi scăzute s-a impus standardizarea atît a mărcilor de oțel, cît și a condițiilor tehnice de calitate, avînd drept scop stabilirea condițiilor de livrare de la producători la beneficiari a țaglelor de secțiune rotundă sau pătrată și a țevilor fără sudură fabricate de întreprinderile de țevi.

Prezentul articol urmărește să redea unele aspecte privind stadiul actual de asimilare a producției de țagle și țevi destinate pentru utilizarea la temperaturi scăzute, precum și nivelul actual al procesului de standardizare, făcîndu-se în același timp o completare la articolul cu același subiect publicat în revista Metalurgia nr. 5, 1973 [4].

Se menționează faptul că în prezent producția de țevi destinată funcționării la temperaturi scăzute este în continuă creștere, în anul 1974 urmînd să se realizeze cantități ce vor depăși cu mult cifra de o mie t.

În ceea ce privește procesul de standardizare, acesta se află într-o fază de finalizare. A intrat în vigoare, începînd cu 01.01.1974, STAS 9378—74 „Țevi din oțel fără sudură pentru funcționare la temperaturi scăzute", iar pînă la sfîrșitul acestui an va intra în vigoare și standardul conținînd mărcile și condițiile tehnice de calitate pentru semifabricatele destinate aceluiași domeniu.

Pentru standardizarea mărcilor de oțeluri și a țevilor destinate funcționării la temperaturi scăzute s-au folosit sursele de documentare indicate la bibliografie.

S-au propus pentru standardizare următoarele mărci de oțeluri carbon și aliate, ale căror compoziții chimice și caracteristici mecanice sînt redate în tabelele 1, 2, 3 și 4.

Tabela 2

Elementul	Oțel carbon	Oțel aliat	
	Abateri admisibile, %	Conținutul, %	Abateri admisibile, %
Carbon	±0,02	—	±0,01
Mangan	±0,03	—	+0,04 −0,02
Siliciu	±0,02	—	±0,02
Nichel	—	2,0—2,5 inclusiv	±0,05
		peste 2,5	±0,10
Fosfor	+0,005	—	+0,005
Sulf	+0,005	—	+0,005

Obs.:
— Cînd dezoxidarea se face cu Al, conținutul de siliciu nu se limitează.
— La mărcile de oțel carbon se admit următoarele conținuturi maxime de elemente reziduale: 0,30 %Cr; 0,30 % Ni; 0,20 % Cu și 0,08 % As.
— La oțelul 10 Ni 35 se admit următoarele conținuturi maxime de elemente reziduale: 0,30 % Cr; 0,20 % Cu; 0,02 % Ti și 0,05 % As.
— La cerere conținutul de Cu se va limita la 0,1 %.
— Conținutul de Al va fi cuprins între 0,024 și 0,050 %.

Tabela 1

Marca oțelului	Echivalența după DIN	Compoziția chimică, %					
		$C_{max.}$	Mn	Si	Ni	$P_{max.}$	$S_{max.}$
OLT 35 R	TT St 35	0,16	0,40—0,60	0,15—0,35	—	0,035	0,035
OLT 45 R	TT St 45	0,23	0,50—0,70	0,15—0,35	—	0,035	0,035
10 Ni 35	10 Ni 14	0,12	0,30—0,60	0,15—0,35	3,20—3,80	0,035	0,035

Tabela 3

Marca oțelului	Încercările la temperatura ambiantă			Încercarea de reziliență la temperaturi scăzute			Tratamentul termic
	Rezistența la rupere R, kgf/mm²	Limita de curgere $R_{0,2}$, kgf/mm² min	Alungirea relativă A_5 %, min	Temperatura de încercare, °C	Energia de rupere		
					Media pe trei epruvete	Valoarea pe epruvetă	
OLT 35 R (TTSt 35)	35—45	23	26	— 50	4	2,8	normalizare
OLT 45 R (TTSt 45)	45—55	26	21	— 50	4	2,8	idem
10 Ni 35 (10 Ni 14)	50—65	35	20	—100	5	4	normalizare sau normalizare + revenire

Obs. Caracteristicile mecanice corespund probelor tratate termic conform indicațiilor din tabela 4.

Tabela 4

Marca oțelului	Temperatura de deformare la cald, °C		Temperatura pentru tratamentul termic, °C	
	Început de deformare	Sfîrșit de deformare	Normalizare	Revenire
OLT 35 R	1 100	850	900—930	—
OLT 45 R	1 100	850	870—900	—
14 Ni 35	1 100	850	850—880	600—660

Abaterile la compoziția chimică pe produs față de compoziția chimică din tabela 1 sînt redate în tabela 2.

În ceea ce privește verificarea calității semifabricatelor, aceasta se face conform următoarelor standarde :

— STAS 2881—74 „Semifabricate pentru țevi. Țagle pentru țevi".
— STAS 9378—74 „Țevi din oțel fără sudură pentru funcționarea la temperaturi scăzute".
— STAS 6833—70 „Încercarea de încovoiere prin șoc la temperaturi scăzute".
— STAS 7511—73 „Încercarea de încovoiere prin șoc pe epruvete cu crestătură în V".

În încheiere se impune a se scoate în evidență următoarele concluzii :

— Oțelurile destinate a fi utilizate la temperaturi scăzute trebuie să conțină 0,025 — 0,050% Al. După cum se știe aluminiul are proprietatea de a favoriza obținerea unei structuri fine a oțelului, care influențează creșterea valorilor rezilienței la temperaturi scăzute.

— La țevile destinate a lucra în contact cu agenți frigorifici, în deosebi cu amoniacul, conținutul de cupru din compoziția chimică a oțelurilor trebuie limitat la maximum 0,1%. La procente mai mari de 0,1% Cu, s-a constatat o rezistență mai scăzută la acțiunea agenților frigorifici, ceea ce se transpune prin apariția pe suprafețele țevilor a coroziunii (sub formă de oxizi), fapt ce duce în final la pierderi de agenți frigorifici.

— Pentru obținerea valorilor rezilienței la temperaturi scăzute, respectarea tratamentului termic final de normalizare sau normalizare și revenire constituie un factor important în procesul de fabricație a țevilor destinate a lucra la temperaturi scăzute.

— Se apreciază că în viitorul apropiat gama calitativă de oțeluri aliate, slab aliate și inoxidabile va fi lărgită, pentru a se acoperi un domeniu de necesități industriale și sub temperatura de —100°C.

Tabela 5

Nr. normei după DIN 17007	Marca oțelului după DIN 17006	Compoziția chimică, %						Tratamentul termic	Caracteristicile fizico-mecanice min.				Domeniul de utilizare, °C
		C	Si	Mn	Cr	Ni	Alte elemente		$R_{0,2}$ kgf/mm²	R kgf/mm²	A_5, %	Reziliența, kgfm/cm²	
0356	TTSt 35	0,16	0,10—0,35	0,40—0,60	—	—	—	*N*	23	35—45	23	6	—50
0456	TTSt 45	0,22	0,10—0,35	0,40—0,70	—	—	—	*N*	26	45—55	21	3	— 5
5301	10MnAl 4	0,12	0,20—0,40	0,80—1,00	—	—	Al	*I*	25	40—50	30	6	— 8
5637	10Ni 14	0,12	0,15—0,35	0,30—0,60	—	3,2—3,8	—	*I*	35	50—65	20	6	—120
5680	12Ni 19	0,20	0,15—0,35	0,30—0,60	—	4,5—3,5	—	(*A*)—*U*	45	60—75	20	3	—195
5662	X8Ni 9	0,10	0,15—0,35	0,80	—	8,0—10,0	—	*I*	50	70—90	18	6	—200
5152	X40MnCr22	0,50	0,30—0,80	21,0—24,0	3,0—3,50	—	—	*C*	32	70—90	35	8	—200
6900	X12CrNi 18 9	0,12	0,10	2,0	17,0—19,0	8,0—10,0	—	*C*	22	50—70	50	15	—200
6903	X10CrNiTi 18 10	0,10	1,0	2,0	17,0—19,0	9,0—11,0	Ti	*C*	25	50—75	40	11	—200

Obs. *N* — normalizare
I — îmbunătățire
A — răcire în aer
U — răcire în ulei — valorile din tabelă
C — călire — punere în soluție

Pentru a se putea face o comparație a principalelor caracteristici tehnice ale oțelurilor propuse a fi standardizate în R.S. România, cu cele cuprinse în DIN, se redau în tabela 5 mărcile de oțeluri, compoziția chimică, caracteristicile fizico-mecanice, tratamentele termice și domeniul de utilizare la temperaturi joase a oțelurilor cu o largă utilizare pentru acest scop, incluse în normele DIN.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Stahl für die Chemie. Phoenix — Rheinrohr.
[2] * * * DIN 17006; DIN 17007.
[3] * * * ASTM — A—333; ASTM — A—334.
[4] * * * Metalurgia, nr. 5, 1973, p. 242 — 244.
[5] * * * SEW 680—70.
[6] * * * BS 3603 — 68.
[7] * * * UNI 5959 — 67.
[8] * * * STAS 8184 — 68.
[9] * * * NFA 36—208 — 66.

Separarea cromatografică a elementelor obținute la dizolvarea electrografică a unor aliaje și determinarea lor densitometrică

Ing. Ileana Niculescu
Institutul politehnic — București

CZ 543.544 :31.754

Au fost studiate dizolvările electrografice ale unor aliaje pe bază de cupru și anume :

— D_1 (3,8% Cu ; 0,4% Mg ; 0,4% Mn ; 0,7% Fe ; 0,1% Ni ; 0,3% Zn ; rest Al).

— V_{65} (3,9% Cu ; 0,3% Mg ; 0,3% Mn ; 0,2% Fe ; rest Al).

— Bz. A.I.N. (3,5% Ni ; 9,5% Al ; 3,5% Sn ; rest Cu).

Dizolvările au fost efectuate pe benzi de hîrtie cromatografică M.N. 214, cu ajutorul unui electrograf tip Stephen [1], [2], [3], [4]. Ca electrolit s-a folosit HCl 2n, iar timpul de contact a fost de cîteva secunde. Probele dizolvate au fost apoi separate cromatografic.

După separarea elementelor, hîrtiile cromatografice au fost tăiate în segmente, iar elementele au fost concentrate cu ajutorul unui bloc de aluminiu încălzit la aproximativ 80—90°C, într-o linie îngustă pe o lungime de 5 mm.

Probele au fost apoi revelate cu reactivi potriviți și citite la un densitometru R.D. Macbeth, atingînd o precizie de ordinul de mărime al metodelor semicantitative și cantitative.

După Stephen, și în general în literatura de specialitate, nu se întîlnesc încercări de determinări cantitative de elemente dizolvate electrografic, întrucît cantitățile fiind foarte mici, de ordinul μg, sînt practic imposibil de determinat în soluție, în special la elementele ce se găsesc în cantități mici.

Metoda colorimetriei electroinelare i-a permis lui Stephen să aprecieze calitativ și semicantitativ elementele de bază din aliajele simple Fe—Ni sau Cu—Ni. El a lucrat vizual, comparînd inelele probelor cu inele etalon de concentrație cunoscută și afirmă că nu există legătură între colorimetrie și densitatea inelelor, la o precizie convenabilă.

În prezenta lucrare s-a încercat să se determine semicantitativ și calitativ o serie de elemente, în cantități mici, din aliajele sus-menționate, prin determinări densitometrice. S-a constatat astfel că afirmația lui Stephen, conform căreia nu ar exista corespondență între colorimetrie și densitometrie, este valabilă numai la concentrații mari, cum ar fi cele rezultate la dizolvările electrografice ale elementelor de bază, așa cum a lucrat el.

Pentru elemente de aliere, care se găsesc în procent mic în aliaj și care se dizolvă electrografic în cantități foarte mici, este posibilă o determinare densitometrică, precedată de o separare cromatografică, metodă inițiată în această lucrare.

Este adevărat că nu s-a găsit o tehnică generalizată, valabilă în toate situațiile. S-au ivit două feluri de dificultăți, și anume : evaluarea din pata formată prin electrotransfer a cantității individuale a fiecărui metal component al aliajului dizolvat în decursul electrolizei și evaluarea întregii cantități de aliaj dizolvat.

Prima dificultate a fost rezolvată prin separarea cromatografică a petelor rezultate la dizolvarea electrografică și apoi concentrarea lor într-o linie îngustă pentru fiecare element în parte. Cea de-a doua dificultate rămîne însă nerezolvată.

Asupra acestor dificultăți, care se ivesc la determinarea colorimetrică a depunerilor electrografice, a atras atenția Glasunov, inițiatorul electrografiei, care a lucrat pe aliaje de nichel[5]. El a stabilit că metalele componente se dizolvă proporțional numai cînd aliajul constituie o soluție solidă. Cînd sînt prezente una sau mai multe faze, fiecare fază are propriul ei potențial de dizolvare și cantitatea de metal dizolvată în timpul electrolizei depinde de compoziția individuală a fazelor separate și de viteza lor de dizolvare.

Pe de altă parte, în timpul electrolizei, fenomenele care au loc la electrozi sînt complexe. Depunerile de catod, respectiv dizolvările la anod, sînt influențate de o serie de factori cum ar fi polarizația, degajarea de hidrogen etc., ceea ce probabil limitează posibilitățile de folosire a metodei la determinarea elementelor.

Experimental, se pot minimaliza aceste dificultăți și, în condiții stricte, se pot institui metode de determinare de elemente fără a avea pretenția unei generalizări.

Aparatura. Dizolvările electrografice au fost făcute cu electrograful tip Stephen, care constă dintr-un ansamblu catodic, format dintr-un cilindru *a*, din material neconducător, care conține un piston de aluminiu *b*, cu diametrul aproximativ de 4 mm. Pistonul depășește baza cilindrului, iar atunci cînd este împins și ajunge la nivelul bazei acestuia se realizează contactul electric.

Arcul *c* asigură o presiune minimă. Polul pozitiv se leagă printr-un contact de oțel *d* (fig. 1).

Cei doi electrozi se conectează la o sursă joasă de curent. Deoarece la dizolvarea anodică citirea exactă a intensității curentului prezintă un interes deosebit, în circuit a fost introdus un înregistrator automat (fig. 2). În timpul electrolizei curentul a fost înregistrat la acest înregistrator a cărui scală este de 250 mA.

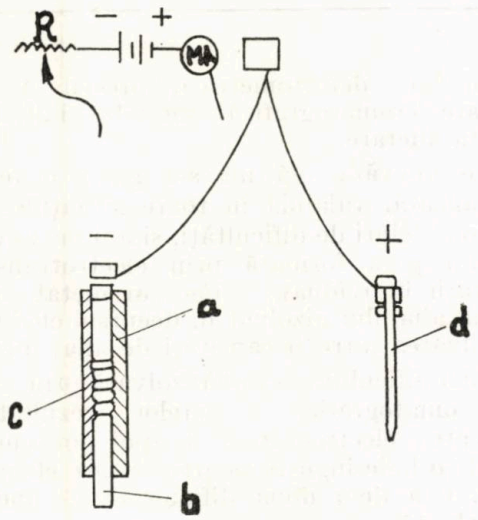


Fig. 1. Electrograf tip Stephen

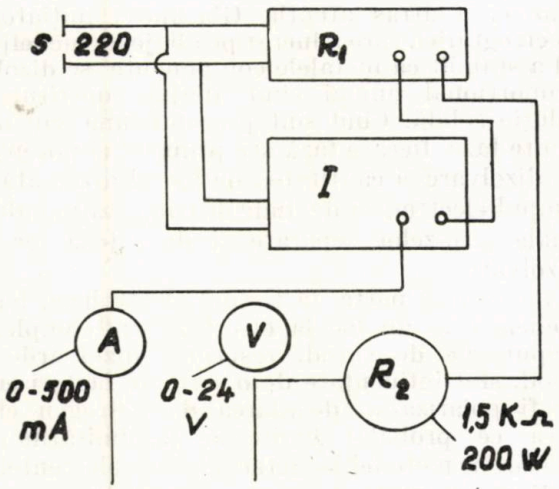


Fig. 2. Schema folosită la electrografiere cu înregistrare automată: I — înregistrator electronic; V — voltmetru 00—24 V; R_1 — redresor stabil 0—24 V; R_2 — reostat 1,5 kΩ, 200 W, A — miliampermetru 0—500 mA

Developarea benzilor s-a făcut într-un vas paralelipipedic de sticlă, acoperit cu o placă de sticlă. Hîrtiile s-au prins cu cîrlige de plastic. Benzile de hîrtie cromatografică au fost introduse între două blocuri de aluminiu, prevăzute cu un fir încălzitor izolat cu azbest (fig. 3). Reglarea temperaturii se face cu o rezistență variabilă la aproximativ 80—90°C. Capătul celălalt al benzii a fost introdus într-o cuvă cu apă distilată. Apa migrează în sus și, cînd ajunge la blocul încălzit de aluminiu, se evaporă.

În felul acesta elementul din pată este antrenat de apă și concentrat într-o linie îngustă, lungă de 0,5 cm și cu o lățime de 0,5 1 mm. Astfel se realizează o concentrare a elementului, ceea ce permite și determinarea unor elemente care în pata inițială nu s-ar fi observat, fiind prea diluate.

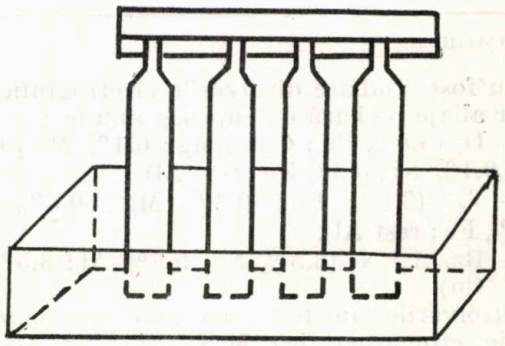


Fig. 3. Dispozitiv de concentrare a dizolvărilor electrografice, pe benzi de hîrtie cromatografică

Metoda de lucru. S-au efectuat o serie de dizolvări electrografice la aliajele sus-menționate, la 6 V și 0,25 μl HCl 2 n. La înregistrator s-au obținut curbele I-t pentru fiecare din depunerea electrografică.

Trecerea metalului pe hîrtie prin electrotransfer se face respectînd legea generală a lui Faraday, valabilă în procesele electrolizei:

$$G = Ech \cdot I \cdot t$$

unde:

G este cantitatea de metal dizolvată, mg;
Ech — echivalentul electrochimic al metalului;
I — intensitatea curentului, mA;
t — timpul, s.

Întrucît în electrografie dizolvarea anodică are loc pe suprafața de hîrtie umectată cu electrolit și cuprinsă între probă și suprafața catodului, în formula lui Faraday trebuie să se țină seamă și de această suprafață de contact Q. Glasunov introduce acest termen în formula lui Faraday:

$$G = \frac{Ech \cdot I \cdot t}{Q}$$

unde:

Ech · I · t au semnificația de mai sus;
G — cantitatea de metal dizolvată la anod, mg/cm²;
Q — suprafața, cm²;

Produsul $I \cdot t$ din formula lui Glasunov nu este constant și de aceea el se găsește din suprafețele cuprinse între curbe și axele de coordonate obținute la înregistrarea pentru fiecare depunere electrografică.

În acest scop suprafețele s-au decupat și s-au cîntărit și valorile obținute în mA × secunde s-au introdus în formula lui Glasunov, formulă

ce permite calcularea cantității de metal trecut pe hîrtia cromatografică, prin electrotransfer.

S-a procedat în felul următor: pe linia de start a unei benzi de hîrtie cromatografică M.N. 214 s-a aplicat, cu o micropipetă, o picătură de electrolit. Pata obținută s-a pus pe aliajul de analizat, iar peste ea s-a așezat catodul de aluminiu. S-a închis circuitul prin atingerea probei de către anodul de oțel timp de 20—30 s.

Benzile de hîrtie, care conțineau petele cu elementele aliajelor trecute prin electrotransfer, au fost cromatografiate. Ca developanți potriviți au fost găsite sisteme neindicate ca atare în literatură, și anume: nr. 1 — acetonă cu alcool metilic, metil-etil-cetonă și acid clorhidric conc. (4 : 4 : 1,5 : 0,5), pentru Bz. A.I.N.; nr. 2 — metil-etil-cetonă, acetonă și acid clorhidric conc. (8 : 1 : 1) pentru aliajele D_1 și V_5.

Valorile R_f obținute sînt trecute în tabela 1.

Tabela 1

Aliajul	Developantul	Elementul	R_f
Bz— A.I.N.	nr. 1 — acetonă cu alcool metilic, metil-etil-cetonă și HCl conc.	Ni	0,23
		Cu	0,61
		Al	0,32
		Sn	—
V_{65} și D_1	nr. 2 — metil-etil-cetonă cu acetonă și HCl conc.	Al	0,038
		Cu	0,73
		Mg	0
		Mn	0,46
		Fe	0,96
		Ni	0
		Zn	0,8

Alegerea sistemului de solvenți prezintă o importanță deosebită, întrucît la baza principiului separării stă repartiția diferitelor componente între cele două faze lichide.

Din tabela 1 se vede că diferența între R_f-uri îndeplinește condiția ca diferența dintre ele să fie de cel puțin 0,05, pentru a permite determinarea separată a fiecăruia din ionii respectivi.

Tehnica de lucru la cromatografie a fost cea ascendentă timp de 3—4 h, la temperatura mediului ambiant.

Revelarea ionilor s-a făcut cu reactivi specifici pentru fiecare ion. Revelarea zincului a fost făcută prin stropirea benzii cu ditizonă în mediu acetic. Se formează un complex de ditizonat de zinc de culoare roșie. Cuprul a fost determinat cu acid rubeanic în mediu amoniacal, obținîndu-se rubeanat de cupru verde măsliniu. Dimetilglioxina în soluție amoniacală a servit la determinarea nichelului, iar aluminona la determinarea aluminiului. Staniul a fost pus în evidență prin reacția albastrului de molibden. Se stropește proba cu fosfomolibdat de amoniu sau cu acid molibdenic. Datorită clorurii stanoase molibdenul hexavalent este redus la valențe inferioare și apare o coloratie albastră, care este însă foarte instabilă în timp.

Fierul a fost determinat prin stropire cu o soluție ce conține un amestec de fero-fericianură de potasiu, iar manganul, prin stropire cu hidroxid de sodiu 1 n, spălare la robinet cu apă multă, uscare și apoi stropire cu soluție de azotat de argint 2%.

Revelarea magneziului s-a făcut cu o soluție puternic alcalină de magnezon II. Acesta cu magneziul dă un complex de culoare albastră.

Cromatografierea petelor rezultate la electrografiere a fost necesară pentru separarea elementelor care, în pata inițială, ar fi interferat la temperatură cu un anumit reactiv. Pe de altă parte, la dizolvarea electrografică, rezultă și un anumit depozit care înnegrește puțin pata inițială, care deranja la citirea directă la densitometru.

După ce s-au știut R_f-urile de pe benzile revelate, petele obținute la dizolvarea electrografică au fost developate și tăiate în segmente, fiecare segment cuprinzînd un element separat de celelalte. S-a îngustat segmentul la un capăt sistem Mathias și acest capăt s-a introdus între două blocuri de aluminiu încălzite.

După aproximativ 30—40 min benzile s-au scos, s-au revelat cu reactivul specific elementului respectiv și s-au densitometrat.

S-au densitometrat, de asemenea, o serie de benzi pe care au fost aplicate volume cunoscute de soluții de concentrații cunoscute, pentru trasarea curbelor etalon. Petele au fost și în acest caz concentrate pe blocul de aluminiu, procedîndu-se ca și în cazul benzilor pe care erau aplicate probele.

Reactivii folosiți la revelarea liniilor etalon au fost aceiași ca la relevarea probelor.

Rezultate și discuții. Prin măsurarea suprafețelor înregistrate și introducerea valorii produsului $I \cdot t$ în formula lui Glasunov, au fost calculate cantitățile de metal dizolvat electrografic.

În tabelele 2—4 acestea au fost trecute ca μg calculat. Valorile determinate prin densitometrie au fost trecute ca μg găsit. Valorile trecute în toate tabelele reprezintă media aritmetică $\bar{X}$ a cinci determinări ($N = 5$). În toate cazurile se ia probabilitatea $P = 90\%$, pentru care variabila Student $t = 2{,}13$.

Din tabela 2 se vede că elementele în concentrație mică, cum sînt Mg și Mn din aliajul V_{65}, pot fi determinate în limitele metodei semicantitative. Celelalte elemente în cantitate mai mare nu pot fi astfel determinate. La Fe rezultatele găsite sînt mai mari decît cele calculate, datorită probabil diagramelor de fază complicate.

Tabela 3, pentru aliajul BzA.I.N. confirmă același lucru și anume că elementul de bază Cu nu poate fi determinat prin această metodă.

Tabela 2

Aliajul V_{65}

Elementul	Cantitatea de metal dizolvată electrografic			
		Calculat, µg	Găsit, µg	Eroarea relativă, %
Mg		0,025	0,030	0 + 16
	S = 0,0036	$S_{\bar{x}}$ = 0,0014	R = 0,030	+ 0,0029
Cu		0,38	0,45	+ 18
	S = 0,064	$S_{\bar{x}}$ = 0,030	R = 0,45	± 0,063
Fe		0,026	0,13	nu se poate determina
Mn		0,026	0,030	+15
	S = 0,0022	$S_{\bar{x}}$ = 0,0010	R = 0,030	± 0,021
Al		6,30	0,6	nu se poate determina

Aliajul Bz A.I.N.

Tabela 3

Elementul		Cantitatea de metal dizolvată electrografic		
		Calculat, µg	Găsit, µg	Eroarea relativă, %
Al		0,36	0,39	+ 8
	S = 0,030	$S_{\bar{x}}$ = 0,013		R = 0,39 ± 0,027
Ni		0,12	0,10	+16
	S = 0,0038	$S_{\bar{x}}$ = 0,0017		R = 0,10 ± 0,0036
Cu		4,20	0,90	nu se poate determina
Sn		0,15	0,04	nu se poate determina

Aliajul D_1

Tabela 4

Elementul		Cantitatea de metal dizolvată electrografic		
		Calculat, µg	Găsit, µg	Eroarea relativă, %
Mn		0,05	0,04	− 20
	S = 0,0041	$S_{\bar{x}}$ = 0,0020		R = 0,040 ± 0,0042
Fe		0,07	1,36	nu se poate determina
Al		6,60	6,00	− 9
	S = 0,31	$S_{\bar{x}}$ = 0,14		R = 6,00 ± 0,29
Ni		0,025	0,03	+ 20
	S = 0,0017	0,03 $S_{\bar{x}}$ = 0,0007		R = 0,030 ± 0,0015
Mg	S = 0,0038	$S_{\bar{x}}$ = 0,0017	0,03	0
Cu		0,30		R = 0,03 ± 0,0036
	S = 0,067	$S_{\bar{x}}$ = 0,030	0,35	+ 16
Zn		0,05		R = 0,35 ± 0,063
	S = 0,004	$S_{\bar{x}}$ = 0,0017	0,04	− 20
				R = 0,04 + 0,0036

Elementele care se găsesc în cantităţi mai mici, cum este Al poate fi determinat semicantitativ, iar Ni, chiar cantitativ.

În mod similar tabela 4 pentru aliajul D_1, arată că elementele în cantităţi mici cum sînt Mn, Mg, Cu, Zn pot fi determinate semicantitativ.

După cum se vede, metoda de lucru este extrem de simplă; ea se pretează la analiza unor elemente în cantităţi foarte mici, de ordinul 10^{-7} — 10^{-8} g. Lucrînd cu astfel de cantităţi şi cu o astfel de aparatură, precizia este de ordinul metodelor semicantitative.

Metodele ca atare, cît şi aliajele studiate, care fac obiectul prezentei lucrări, nu există în literatura de specialitate. Desigur această metodă nu poate concura cu metodele spectrale, de mare precizie, care determină elementele la miime de procent. Ea se recomandă totuşi pentru cazurile unde nu există aparatura complexă şi costisitoare a procedeelor de mare precizie.

Se mai recomandă şi la studiul acoperirilor metalice, ca una dintre cele mai corespunzătoare metode, ca şi la studiul obiectelor finite, la care ar deranja luarea unei probe cît mai mici necesare chiar metodelor optice, la analiza unor probe luate de pe muchii, colţuri etc.

Pentru utilizarea acestei metode este însă necesară stabilirea condiţiilor de lucru precise şi limitele în care un aliaj, cu un conţinut de elemente la un procentaj oarecare, poate fi determinat.

BIBLIOGRAFIE

[1] Glasunov A. Extras Congres de chimie industrială, 1929, 1930, 1932.
[2] Williams D. şi Nahla F. M. — Bulletin of Mining and Metalurgie, vol. 60, 1951, p. 257.
[3] Camerzan O. şi Goldhaar I. Revista de chimie, nr. 3, 1957, p. 201.
[4] Dimitriu Al. şi Goldhaar I. Revista de chimie, nr. 13, 1962, p. 745.
[5] Yagoda H. News Editure American Chemistry Society, nr. 18, 1940, p. 138.
[6] Yagoda H. Industrial and Engineering Chemistry, Analytical Editure, nr. 15, 1943, p. 135.
[7] Stemprok M. Chemie der Erde. Praga, 1953.
[8] Feigl F. *Spot tests in inorganic analysis.* Londra, New-York, Princeton. Ed. Elsevier publicashing company Amsterdam, 1958.
[9] Chervet Y. şi Pierrot R. Bulletin Soc. Franc. Min. Cristalographie, nr. 27, 1954, p. 611.
[10] Nall R. şi Scholey R. Metalurgia, nr. 54, 1956, p. 97.
[11] Tomik B. ş.a. Hutnicke Listý, nr. 1, 1970, p. 47.
[12] Stemprok M. Chemia Analityczna, Warszawa, nr. 4, 1959, p. 891.
[13] Stemprok M. Chem. Listy, 1952, p. 456.
[14] Jrcovski P. A. Zavodskaia Laboratoria, nr. 22, 1956, p. 898.
[15] Weisz N. *Microanalysis by the ring oven technique.* New-York, Oxford, Londra, Paris. Pergamon Press, 1961.
[16] Ottendorfer L. J. ş.a. Talanta, nr. 13, 1966, p. 525.
[17] Ballazo H. Mikrochemica Acta, 1959, p. 315.
[18] Farr A. F. Analytical Chemistry, nr. 33, 1961, p. 1790.
[19] Singh E. J. şi Dey A. K. Indian J. Chemistry, nr. 1, 1963, p. 455.
[20] Stephen W. I. Mikrochemica Acta, 1956, p. 1930.
[21] Stephen W. I. Mikrochemica Acta, 1956, p. 1540.
[22] Goldstein G. Analytical Chemistry, nr. 42, 1970, p. 140.
[23] Născuţiu T. *Cromatografia pe hîrtie a substanţelor anorganice.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1961.
[24] Hais M. şi Macek K. *Cromatografia pe hîrtie.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1960.
[25] Lefar M. Analytical Chemistry, nr. 42, 1970, p. 3.
[26] Beligny C. L. Journal of chromatography, nr. 53, 1970, p. 3.
[27] Scott R. M. Journal of chromatography, nr. 3, 1971, p. 16.
[28] Savidan L. *La cromatografie.* Paris, Dunod, 1963.
[29] Koch O. *Handbuch der Spurenanalyse.* Berlin, Springer Verlag Heidelberg, New-York, 1969.
[30] Pollard F. H. ş.a. *Cromatographic methods of inorganic analysis.* Londra, Butterworth Scientific Publication, 1953.
[31] D'hont J. Journal of chromatography, nr. 60, 1971, p. 2.

RECENZII

Golbin Ia. A. şi Gherman V. A. **Problemî ekonomiki liteinovo proizvodstva** (*Problemele economiei producţiei de piese turnate*). Minsk, Editura „Nauka i Tehnika, 1971, 285 pag. 48 tab., 33 fig., 206 surse bibliografice

Lucrarea recenzată, elaborată de Institutul Economic al Academiei de Ştiinţe a R.S.S. Bieloruse, tratează principalele probleme economice ridicate de producţia de piese turnate în U.R.S.S. şi pe plan mondial.

Din punct de vedere structural, lucrarea este împărţită în şase capitole, echilibrate din punct de vedere al volumului problemelor tratate.

În cadrul primului capitol al lucrării este făcută o analiză a principalelor schimbări intervenite în industria constructoare de maşini din U.R.S.S., în anii puterii sovietice. Sînt analizaţi factorii de bază care determină utilizarea metalelor şi aliajelor în construcţia de maşini, precum şi schimbările ce au intervenit în structura producţiei de piese turnate.

Este prezentat ritmul de creştere a producţiei de piese turnate, în comparaţie cu cele obţinute prin forjare, matriţare, sudare etc., precum şi evoluţia, în timp, a greutăţii acestora.

Cel de-al doilea capitol al lucrării tratează importanţa naţională şi direcţiile de bază ale dezvoltării producţiei de piese turnate în U.R.S.S. Este trecut în revistă istoricul problemei, cu prezentarea dinamicii creşterii volumului de piese turnate în U.R.S.S. şi pe plan mondial, precum şi a căilor de dezvoltare şi de organizare a producţiei de piese turnate.

Ritmul, proporţiile şi tendinţele dezvoltării producţiei de piese turnate în U.R.S.S. şi pe plan mondial sînt tratate în capitolul trei al lucrării.

Datele sînt prezentate, comparativ, pentru principalele ţări dezvoltate din acest punct de vedere, punctele de referinţă constituind, de cele mai multe ori, cele referitoare la S.U.A.

Este interesant de remarcat faptul că, luînd ca referinţă anul 1950, în anul 1968 U.R.S.S. a avut cel mai mare ritm de creştere a producţiei de piese turnate, fiind urmată în ordine de Italia, R.F.G., Franţa, S.U.A., Anglia. Tot comparativ sînt analizate schimbările intervenite în structura producţiei de piese turnate, pe tipuri de aliaje (fontă cenuşie, fontă maleabilă, oţel, aliaje neferoase) şi pe domenii de utilizare (industria de automobile, tractoare, maşini agricole etc.).

Este analizată pe larg interdependenţa dintre ritmul de creştere a producţiei globale, în general, şi a construcţiei de maşini, în special, şi producţia de piese turnate (ca ritm de creştere, valoare, structură etc.), precum şi criteriile care stau la baza determinării necesarului de piese turnate.

Capitolul patru al lucrării tratează o serie de probleme legate de practica planificării şi calculului volumului producţiei în secţiile de turnătorie. Este prezentată importanţa diferiţilor indici în stimularea dezvoltării producţiei. Din acest punct de vedere, o atenţie deosebită se acordă tratării problemei „tonei fizice" de piese turnate, ca principal instrument de cunoaştere şi caracterizare a volumului producţiei de piese turnate. Sînt analizaţi principalii factori care influenţează productivitatea muncii în diferite sectoare ale secţiei de turnătorie.

Analiza metodelor propuse pentru perfecţionarea indicilor care caracterizează producţia secţiilor de turnătorie este efectuată în capitolul cinci al lucrării. În această privinţă sînt făcute o serie de propuneri privind perfecţionarea metodei „tonă fizică" de piese turnate. Sînt trataţi de asemenea o serie de alţi indici, cum ar fi valoare, preţ de cost etc.

Ultimul capitol al lucrării (VI) prezintă direcţiile de perfecţionare a indicilor volumului producţiei secţiilor de turnătorie. Este prezentată influenţa complexităţii pieselor asupra cheltuielilor secţiilor de turnătorie, precum şi o serie de probleme legate de planificarea volumului de producţie în tone convenţionale.

Lucrarea recenzată, printre puţinele care tratează producţia de piese turnate şi din punct de vedere economic, poate să constituie un sprijin atît celor interesaţi în problema prognozei şi planificării producţiei de piese turnate, cît şi cadrelor tehnice care lucrează în uzine şi institute de cercetări şi proiectări.

Ing. *I. Ripoşan*

Analiza posibilităţilor de fabricare a buretelui de fier în R. S. România

CZ 669.181.4(498)

Buretele de fier ca materie primă pentru producerea oţelului se foloseşte în cuptoarele electrice cu arc de peste 30 ani în Suedia şi de peste 15 ani în Mexic. Datorită avantajelor certe obţinute, precum şi perfecţionărilor aduse, această utilizare s-a extins şi în alte ţări cum ar fi Spania, Japonia, R.F.G., S.U.A. etc.

Factorii tehnico-economici care au determinat creşterea interesului pentru procedeele de reducere directă a minereului de fier, precum şi folosirea materialelor reduse direct la elaborarea oţelului în cuptoare electrice sînt următorii:

— lipsa de resurse de cărbuni cocsificabili în unele ţări;

— micşorarea rezervelor de cărbuni cocsificabili;

— majorarea preţului de cost al cocsului;

— lipsa de fier vechi în unele ţări, accentuată de creşterea ponderii producţiei de oţel electric;

— puritate mai ridicată a buretelui de fier faţă de fierul vechi;

— la elaborarea oţelului analiza buretelui de fier este cunoscută, pe cînd cea a fierului vechi este în general necunoscută. Determinarea compoziţiei chimice a unei încărcături formate din fier vechi impune o sortare foarte atentă şi migăloasă, ceea ce implică cheltuieli suplimentare;

— o tendinţă de ieftinire pe plan mondial a energiei electrice, ca urmare a creşterii ponderii procedeelor de producere a energiei electrice pe bază de resurse naturale, fără utilizare de combustibili primari clasici;

— îmbunătăţiri aduse tehnologiei de folosire a buretelui de fier la elaborarea oţelului în cuptoare electrice, cum ar fi metodele de încărcare continuă şi altele.

În aceste condiţii, perspectiva conturează o nouă variantă pentru producerea oţelului, varianta reducere directă — cuptor electric, care în comparaţie cu cele actuale, furnal — cuptor SM sau convertizor cu oxigen, poate duce la avantaje economice atît în ce priveşte costul investiţiilor, cît şi preţul de cost al oţelului.

În prezent, principala problemă economică la utilizarea buretelui de fier în cuptoare electrice de elaborat oţel este asigurarea unui preţ de achiziţie al buretelui mai redus decît a fierului vechi. Perspectiva arată că acest lucru este posibil, deoarece capacităţile instalaţiilor de reducere directă sînt în creştere şi, ca urmare, preţul de cost al buretelui de fier va fi în scădere.

În prezent, există instalaţii de reducere directă care au o capacitate de peste 1 200 t burete de fier pe zi.

În plus, integrarea directă în procesele siderurgice a noilor tipuri de reactoare atomice de înaltă temperatură, răcite cu gaz, vor îmbunătăţi şi mai mult economicitatea unei uzine de tip integrat, pe varianta burete de fier — cuptor electric de elaborat oţelul. La astfel de reactoare atomice, gazul de heliu, care asigură răcirea reactorului, are la ieşire o temperatură de 900°C. Această temperatură relativ ridicată poate fi utilizată într-un sistem închis, la producerea buretelui de fier. Pe de altă parte, energia electrică produsă de reactorul atomic va fi utilizată la elaborarea oţelului, eliminîndu-se cheltuielile şi pierderile de curent prin transportul de la mare distanţă şi transformare.

Alegerea procedeului de reducere directă

O descriere a tehnologiilor de fabricaţie a buretelui de fier este foarte greu de realizat, deoarece se cunosc numeroase procedee brevetate.

Dintre procedeele cunoscute se elimină în primul rînd cele care necesită folosirea de combustibili solizi, ceea ce este deocamdată neeconomic pentru condiţiile concrete din ţara noastră.

Instalaţiile care utilizează ca agent de reducere gaze naturale pot fi de două feluri :cuptor cu cuvă şi cu pat fluidizat.

Cele cu pat fluidizat fie că unele nu au fost verificate pînă în prezent în fază industrială, fie că produc burete cu un grad mai redus de metalizare, care se foloseşte în furnale pentru producţia de fontă (instalaţia Nu—Iron cu 1 mil. t/an dată în exploatare în 1972 la societatea Venezuela de Orinoco Mining Corporation — filială a firmei U.S. Steel).

Singurele instalaţii cu agent reducător gazul metan, care dau produse ce pot fi folosite direct în oţelării electrice, sînt cele care au cuptoare cu cuvă, dintre care se evidenţiază următoarele: HyL, Midrex, Armco, Purofer şi ICEM. Din acestea numai trei au fost verificate industrial şi anume: HyL cu patru instalaţii de cîte 200—250 mii t/an cu o capacitate totală de 900 000 t/an; Midrex cu patru instalaţii a cîte 400 000 t/an şi Armco cu o instalaţie de

350 000 t/an. Procedeele Purofer și ICEM au cîte o instalație pilot.

Procedeul HyL a fost dezvoltat industrial de către societatea Hojalata y Lamina (Mexic), în colaborare cu Swindell-Dressler Co. (S.U.A.) și este aplicat în Mexic de peste 16 ani, din 1957. Este un procedeu discontinuu cu încărcătură fixă formată din minereuri bulgări, la care buretele de fier se obține în patru reactoare independente, prevăzute în amonte cu preîncălzitoare de gaze și în aval, cu turnuri de răcire. Gazul de reducere se obține prin conversia gazului metan în prezența vaporilor de apă în reactoare multitubulare, încălzite cu arzătoare de gaz și conține : 73% H_2; 13% CO; 8% CO_2; 1% H_2O; 0,5% CH_4. Are dezavantajul unui randament termic necorespunzător, deoarece pentru îndepărtarea vaporilor de apă, gazul este întîi răcit și apoi reîncălzit, din care cauză realizează un consum specific de energie de 4,8 — 5,25 Gcal/t Fe, în funcție de tipul minereului utilizat.

Procedeul Midrex aparține societății Midland-Ross din Cleveland (S.U.A.). Materia primă este minereul de fier peletizat. Din punct de vedere tehnologic cuva de reducere este împărțită în două zone : cea superioară în care are loc încălzirea și reducerea minereului care circulă în contracurent și zona inferioară în care buretele de fier cu un grad de metalizare de 95% este răcit printr-un gaz inert, care circulă în circuit închis. Gazul reducător provine din conversia gazului metan cu CO_2 și vapori de apă și conține, la instalația din Hamburg, 45% H_2 și 25% CO. Durata de reducere este de circa 20 h. Consumul specific de energie este de 3,5—4,0 Gcal/t Fe.

Procedeul Armco al societății Armco Steel Co. (S.U.A.) utilizează minereu sortat sau pelete, introduse în contracurent cu gazul de reducere. Pentru asigurarea unei funcționări fără deranjamente a cuptorului cu cuvă (lipituri, urși, aglomerări), temperatura de lucru se menține la circa 870°C, asigurîndu-se totodată o coborîre continuă a coloanei de încărcătură cu ajutorul unui sistem de extracție, construit pe principiul unui alimentator cu taler.

Gazul de reducere se obține din arderea parțială a gazului metan cu oxigen într-o primă variantă, sau prin conversia acestuia în prezența gazelor epurate ce provin din cuva de reducere ca gaze recirculate. Caracteristic procedeului este și faptul că, convertoarele constau din 2 coloane cu încălzire regenerativă și funcționare alternativă. Coloanele au o umplutură din bile de aluminiu, care servesc drept acumulator termic și probabil catalizator.

Consumul specific de energie este de numai 3,1 Gcal/t Fe.

Procedeul Purofer a fost dezvoltat de către societatea Hüttenwerk Oberhausen (HOAG), care aparține concernului Thyssen (A.T.H.). Originalitatea procedeului constă în modul de obținere a gazului reducător. Acesta se obține din orice hidrocarbură lichidă sau gazoasă (de regulă gaz metan), prin oxidarea parțială cu agenți purtători de oxigen. Conversia se face cu aer sau cu gaz propriu reciclat, ultima soluție prezentînd avantaje asupra bilanțului termic global. Compoziția gazului reducător este la conversia cu aer : 40% H_2; 20% CO, 39% H_2, iar în cazul conversiei cu gaz reciclat : CO + H_2 mai mare de 90%. Consumul specific de energie de 4,6 Gcal/t Fe prezintă rezerve deoarece se pier din atmosferă prin gaze cca. 1,7 Gcal/t Fe.

Procedeul a fost verificat pe mai multe instalații experimentale la Oberhausen (R.F.G.), din care ultima a fost realizată în anul 1969 cu ajutorul financiar CECO, care a ajuns treptat pînă la o producție de 400 t/zi. Instalația a fost oprită după mai bine de un an de funcționare, datorită unor defecțiuni apărute la armăturile de închidere. Concernul ATH apreciază că acest procedeu a ajuns la un grad de dezvoltare suficient de mare, pentru a permite aplicarea lui pe scară industrială, în care scop s-a constituit o nouă societate : Thyssen Purofer GmbH, cu sarcina de a efectua cercetări pentru perfecționarea procedeului, precum și pentru proiectarea, construirea și punerea în funcțiune a instalațiilor Purofer. Sînt tratative avansate pentru montarea unor astfel de instalații în Brazilia la uzina Santa Cruz, a societății Companhia Siderurgica de Guanabara și în Australia în bazinul minier Pilbara.

Procedeul ICEM. Pe baza unor cercetări efectuate pe o instalație experimentală de 2 t/zi, a fost pusă în funcțiune în anul 1972 o instalație proiectată la o capacitate de producție de 25 t/zi. După mai multe opriri ale instalației, pentru diverse îmbunătățiri și remedieri, s-a ajuns să se obțină următoarele rezultate :

— Fe_{tot} , 87,7%
— Fe_{met}, 82,6%
— Grad de metalizare, 94,2%

Dintre procedeele expuse mai sus, se vor lua în discuție numai procedeul Midrex, Purofer și ICEM — îmbunătățit, deoarece la HyL, datorită unui randament termic necorespunzător, se realizează un consum specific de energie de pînă la 5,3 Gcal/t Fe, iar la procedeul Armco mai trebuie perfecționat sistemul de obținere a gazului reducător, prin trecerea de la sistemul discontinuu la un proces continuu de conversie catalitică, acesta din urmă fiind de altfel asemănător cu procedeul Midrex.

Toate cele trei procedee asigură un grad mare de metalizare (93 — 95%), ceea ce dă garanția obținerii unui burete de bună calitate pentru utilizarea sa la elaborarea oțelului în cuptorul electric cu arc, gradul de metalizare fiind raportul procentual dintre fierul metalic și cel total. De menționat că la scară industrială a

fost verificat numai procedeul Midrex cu rezultate bune.

Pentru a se obține un preț de cost cît mai redus al buretelui de fier, este necesar ca instalația să fie dimensionată la o capacitate cît mai mare, care va fi limitată de posibilitățile maxime de utilizare la oțelăria din aceeași uzină. Capacitatea acestei instalații trebuie să fie de 300 000—500 000 t/an, ceea ce revine la o producție medie pe zi efectivă de 1 000—1 500 t/zi. S-a precizat că buretele de fier va fi consumat în oțelăria din aceeași uzină, deoarece susceptibilitatea la reoxidare a buretelui de fier produs este foarte mare, din cauza umidității și 0_2 din atmosferă. După studiile efectuate de Gudenau de la Institutul de siderurgie din Aachen (R.F.G.), a rezultat că prin depozitarea în aer liber pe timp de 30 zile, buretele de fier datorită reoxidării își micșorează gradul de metalizare de la 94,8 la 63,6%, ceea ce înseamnă că practic operația de reducere directă la care a fost supus minereul sau peletele devine nulă. Pentru protejare, se propun o serie de măsuri care sînt destul de costisitoare, necesitînd un strat de 5 mm de spumă de poliuretan sau alte materiale asemănătoare, protecții care costă circa 1 DM/t burete.

De aceea, este necesar ca buretele de fier produs să fie transportat într-un sistem închis pînă la locul de utilizare și consumat în max. 48 ore de la producere.

Alegerea materiei prime și caracteristicile buretelui produs

Materia primă și procedeul de reducere determină caracteristicile buretelui de fier, care trebuie să îndeplinească anumite condiții pentru a-l face utilizabil în cuptoarele electrice cu arc la elaborarea oțelului. Aceste condiții sînt următoarele :

După calculele teoretice efectuate de Tigersschiöld (Suedia), rezultă că pentru fiecare procent de oxigen rezidual din burete se consumă în plus în cuptorul electric cu arc 33,3 kWh/t oțel și pentru fiecare procent de steril, 6 kWh/t oțel, după următoarea relație :

$$P = 33{,}27\ Q_M + 6\,G_M$$

unde :

P este consumul suplimentar de energie electrică, kWh/t ;
Q_M — conținutul de oxigen al buretelui, % ;
G_M — conținutul de steril al buretelui, %.

De aici se desprinde concluzia că buretele de fier trebuie să aibă un grad de metalizare cît mai mare, pentru ca oxigenul rezidual să fie cît mai mic și să aibă un conținut cît mai mic de steril. De asemenea, caracterul acid al sterilului din buretele de fier duce la un consum suplimentar de cărămizi refractare în cuptorul electric bazic de elaborare. Astfel, o oțelărie din Mexic (Veracruz) cu încărcătură de 50% burete de fier produs prin procedeul HyL și 50% fier vechi a realizat în anul 1970 un consum de refractare de trei ori mai mare decît o altă oțelărie aparținînd aceleiași societăți (TAMSA), care lucrează cu 100% fier vechi. Se menționează că buretele HyL conține circa 8,2% SiO_2 și 1,6 — 1,7% CaO.

Pentru a se anihila efectul caracterului acid al sterilului din buretele de fier, este necesar ca acesta să fie amestecat cu var, ceea ce duce implicit la un consum suplimentar de var și, respectiv, de energie electrică prin mărirea cantității de zgură. În concluzie, ar fi de dorit ca buretele de fier să aibă un conținut cît mai redus de SiO_2 pentru ca proporția suplimentară de var să nu afecteze prea mult celelalte consumuri specifice mai importante la elaborarea oțelului.

Deci, pentru folosirea în bune condiții a buretelui de fier în oțelărie, se vor urmări, în principal, următoarele caracteristici : conținutul de oxigen ; conținutul de steril, din care : conținutul de SiO_2 și alți oxizi acizi.

La instalația Purofer din Oberhausen (R.F.G.), se folosesc cinci tipuri de pelete, din care se obțin cinci calități de burete de fier (tabela 1). La patru calități, conținutul de SiO_2 este suficient de redus, iar bazicitatea la calitatea *E* este chiar peste indicele 1,0.

Tabela 1

	Calitatea, %				
	A	*B*	*C*	*D*	*E*
Peletele					
Fe_{tot}	65,1	66,3	67,9	67,6	66,7
Fe_2O_3	92,5	92,4	96,0	96,2	93,4
SiO_2	5,61	1,90	0,95	1,30	1,18
CaO	0,40	1,37	0,10	0,35	1,25
MgO	0,43	0,18	0,30	0,36	0,35
$Al_2O_3 + TiO_2$	0,35	0,79	0,60	0,75	0,87
P	0,014	0,024	0,01	0,01	0,015
S	0,010	0,010	0,01	0,01	0,01
Burete de fier					
Fe_{tot}	89,0	92,7	94,8	93,7	93,1
Fe_{met}	85,3	87,5	90,4	89.7	88,2
SiO_2	7,6	2,08	1,35	1,71	1,57
CaO	0,5	1,65	0,15	0,30	1,65
MgO	0,58	0,18	0,36	0,35	0,25
$Al_2O + TiO_2$	0,46	1,04	0,76	0,94	0,93
P	0,017	0,031	0,016	0,012	0,025
S	0,004	0,003	0,004	0,004	0,003
C	0,35	0,70	0,66	0,68	0,75
Grad de reducere	95,8	94,4	95,4	95,7	9 4,7

La instalația Midrex din Hamburg (R.F.G.) se folosesc pelete din Suedia (Malmberget), cu următoarea compoziție chimică :

	Fe_{tot}	CaO	MgO	Al_2O_3	SiO_2	P
%	67,8	0,18	0,32	0,48	1,55	0,022

și se obține burete de fier cu următoarele caracteristici :

Fe_{tot}	Fe_{met}	Grad de metalizare	SiO_2	CaO	Al_2O_3	MgO	P	S
91,2— %93,5	83,8— 88,8	93—95	2,9	0,55	0,85	0,67	0,05	0,02

iar conținutul de steril este de circa 5%.

La experimentările efectuate în R.S. România pe instalațiile ICEM s-a utilizat minereu India, cu următoarea compoziție chimică :

	Fe_{tot}	FeO	SiO_2	MnO	Al_2O_3	S	CaO	MgO
%	65,11	1,32	1,49	0,05	6,04	0,012	urme	urme

și s-a obținut burete de fier cu următoarele caracteristici :

	Fe_{tot}	Fe_{met}	Grad de metalizare	SiO_2	Al_2O_3
%	87,7	82,6	94,2	1,8	8,2

În ceea ce privește alegerea materiei prime în lucrarea de față se propune alegerea a două tipuri de pelete : unul de dorit, care să corespundă principalelor condiții ce se impun pentru obținerea unui burete corespunzător pentru folosirea lui la elaborarea oțelului, și unul posibil, care nu îndeplinește toate condițiile impuse pentru obținerea unui burete de fier corespunzător. De aceea, la oțelărie se vor calcula efectele negative în două variante, corespunzătoare buretelui de fier bun (varianta *A*) și buretelui de fier obținut din pelete mai slabe calitativ (varianta *B*).

Peletele de tip *B* vor avea în medie următoarea compoziție chimică :

	Fe_{tot}	Fe_2O_3	SiO_2	CaO	Al_2O_3	P	S
%	65,0	92,5	5,6	0,3	0,3	0,014	0,010

Cu aceste pelete, buretele de fier tip *B* va avea următoarele caracteristici :

	Fe_{tot}	Fe_{met}	Grad de metalizare	SiO_2	CaO	Al_2O_3	P	S
%	89	85,0	95	7,6	0,4	0,4	0,017	0,004

Pentru buretele de tip *A*, fabricat din pelete de import de bună calitate, se poate adopta una din compozițiile cunoscute, de exemplu tipul *C* din tabela 1.

Considerații asupra prețului de cost al buretelui de fier produs în țară

După cum s-a mai arătat, la utilizarea buretelui de fier, ca înlocuitor al unei proporții de fier vechi din încărcătura cuptoarelor electrice cu arc, există probabilitatea creșterii unor consumuri specifice de materiale și energie electrică.

Pentru ca utilizarea buretelui de fier să fie economică, este necesar ca aceste cheltuieli suplimentare să fie cel puțin egale sau mai mici decît diferența dintre costul fierului înlocuit cu burete de fier și prețul de vînzare al buretelui obținut. Această condiție se poate scrie și sub forma următoarei relații :

$$C_s \leqslant F_v - P$$

unde :

C_s sînt cheltuieli suplimentare cu materiale și energie electrică ;

F_v — prețul de achiziție al fierului vechi, lei/t ;

P — prețul de vînzare al buretelui de fier.

De aici rezultă condiția ce se impune prețului de cost, respectiv de vînzare al buretelui de fier :

$$P \leqslant F_v - C_s$$

Prețul de achiziție al fierului vechi aliat și nealiat este cunoscut, el reprezentînd în medie 1 000 lei /t.

Cheltuielile suplimentare la elaborarea oțelului, determinate de utilizarea unei proporții de burete de fier în loc de fier vechi, se vor cunoaște după calcularea lor în continuarea lucrării.

Prețul de cost și de vînzare al buretelui de fier pentru tipul *A* și *B* se va estima în cele ce urmează.

Buretele de fier tip A. Materia primă (pelete), cu conținut ridicat de Fe (67 — 68%) și scăzut de impurități, din import, va costa după prețurile existente în 1973 pe piața capitalistă circa 600 lei/t. Pentru ca cheltuielile de regie să fie cît mai mici, producția de burete trebuie să fie de minimum 1 000 t/zi efectivă.

Prețul de cost aproximativ al unei tone de burete de fier de tip *A* este redat în tabela 2.

Tabela 2

Denumirea	Consumuri specifice	Preț de imputare	Lei/t
— pelete import	1 240 kg/t	600	744
— gaz metan	690 Nm^3/t	0,20	138
— energie electrică	100 Kwh/t	0,314	31,40
— apă	2 m^3/t	0,10	0,20
— aer comprimat	4 m^3/t	0,05	0,20
— salarii directe	—	—	5,20
— cheltuielile secției	—	—	50,00
— cheltuieli generale ale întreprinderii	—	—	10,00
Total preț cost uzină			979,00

Buretele de tip B. Peletele de tip B, după unele date orientative, se estimează la un preț de achiziție de 540 lei /t. Restul elementelor fiind identice cu cele din calculația buretelui de tip *A*, rezultă că prețul de cost la uzină a buretelui de tip *B* va fi de 905 lei/t.

Concluzii

În urma evoluției producției de oțel, a balanței de fontă legată de posibilitățile de aprovizionare cu cocs metalurgic, respectiv cărbune cocsificabil și a balanței de fier vechi apare necesară dezvoltarea unei producții de burete de fier.

În prezent, sînt în curs de perfecționare o serie de procedee care pot rezolva producerea economică a buretelui de fier, la un nivel calitativ care să-l facă utilizabil în cuptoare de elaborat oțelul. Astfel, dintre cele care utilizează gazul metan ca agent de reducere, procedeul Midrex a primit o extindere care în prezent se ridică la o capacitate instalată de 1,6 mil. t/an, iar procedeele Purofer și ICEM, după trecerea pe instalații industriale, pot realiza o producție de burete de fier corespunzătoare din punctul de vedere al indicatorilor tehnco-economici și al calității.

În viitor, este posibilă o epuizare a rezervelor de gaze naturale, sau în cel mai bun caz, o limitare a consumului industrial, așa cum s-a întîmplat în anul 1973 în S.U.A., cînd uzinele din Oregon (unde se află o instalație de reducere directă) deși aveau contracte ferme li s-a redus furnizarea de gaz metan.

În această situație, devin interesante procedeele care utilizează cărbune necocsificabil, cum ar fi procedeul N.P. („Nuevo Processo"), derivat din procedeul Echevaria, cu o primă instalație în construcție la uzina Siderurgica Monfalcone (Veneția) în Italia. Acest procedeu a reținut atenția specialiștilor întrucît permite utilizarea materiilor prime puțin costisitoare (cărbune iugoslav și orice minereu).

În R.S. România, trebuie luată în considerare și posibilitatea utilizării gazelor rezultate de la fabricarea acetilenei din gaz metan care, în prezent, de exemplu la Combinatul chimic — Craiova (Işalnița), se eșapează în atmosferă. Acest gaz are aproximativ următoarea compoziție chimică :

$$CO + H_2 = 81 - 86\,\%$$

$$CH_4 = 8 - 10\,\%$$

După unele estimări, producerea buretelui de fier pe o instalație amplasată în apropiere, în vederea utilizării gazului rezultat, se poate realiza cu un consum de energie de numai 2,8 Gcal/t Fe.

Indiferent de procedeu, buretele de fier trebuie să îndeplinească în principal următoarele condiții :

— grad de metalizare ridicat (94 — 95%);
— conținut de steril cît mai redus (maximum 5%);
— granulație corespunzătoare, fără praf.

BIBLIOGRAFIE

[1] Maschlanka W., Knapp H. și Kehl P. *Folosirea procesului de reducere directă Midland — Ross într-o oțelărie de capacitate mică sau medie.* București, seminar O.N.U., sept., 1972.
[2] Gudenau H. W. *Protejarea buretelui de fier împotriva reoxidării.* București, seminar O.N.U., sept, 1972.
[3] Pantke H. D. și Lange G. H. *Procedeul Purofer.* București, seminar O.N.U., sept., 1972.
[4] Antonioli M. A. *Diversificarea surselor energetice pentru siderurgie.* București, seminar O.N.U., sept., 1972.
[5] * * * *Instalațiile de reducere directă în funcțiune și în fază de proiect în lume.* Revue de Métallurgie, nr. 4, 1973.

Ing. N. Drăghici — Ministerul Industriei Metalurgice

Lucrarea a fost susținută la cursurile post-universitare în oct. 1973

Considerații privind laminarea benzilor din pulberi metalice

CZ 621.771.23 ; 621.762

În cadrul dezvoltării actuale a tehnicii, un rol deosebit de important îl joacă materialele metalice cu proprietăți speciale, ceea ce a condus la apariția de noi tehnologii de producere și prelucrare a acestora. Dintre tehnologiile cunoscute, o mare dezvoltare a căpătat-o în ultimul timp laminarea pulberilor metalice în diferite produse ca benzi, bare, țevi sau sîrme [9].

Dintre produsele laminate din pulberi metalice, benzile au cea mai mare pondere, producîndu-se astfel benzi din aliaje dure și greu deformabile, din materiale magnetice, din materiale cu proprietăți de antifricțiune etc., formate din unul sau mai multe straturi cu compoziții diferite.

Utilajul de bază, folosit pentru pulberile metalice, este tot o cajă de laminare, compusă din aceleași elemente și subansamble ca orice cajă pentru laminarea benzilor din semifabricate turnate și prelaminate (motor de acționare, reductor, cajă de angrenaj, bare de cuplare și cajă de lucru cu portlagăre, șuruburi de presiune, dispozitive de reglare a cilindrilor de lucru etc.).

Deosebirea esențială a majorității cajelor existente pentru laminarea pulberilor metalice, față de cajele clasice pentru laminarea benzilor, este dispunerea într-un plan orizontal a cilindrilor de lucru și a cilindrilor cajei de angrenaj, precum și viteza mică la care are loc laminarea (0,3 — 30 rot/min). De asemenea cajele de laminare sînt înzestrate și cu buncăre pentru asigurarea necesarului de pulbere metalică în zona de deformare, cît și cu cuptoare de sinterizare a benzilor laminate. După cuptorul de sinterizare pot exista încă una-două caje finisoare, pentru laminarea în continuare la dimensiuni mai mici a laminatului obținut din pulberi metalice.

Caja pentru laminarea pulberilor este în general de tip duo ireversibil, cu direcția de laminare verticală sau orizontală. În funcție de direcția de laminare, modul de construcție al buncărului și al sistemului de dozare a pulberii metalice în zona de deformare, este diferit. Astfel pentru cazul laminării pulberilor metalice în direcție verticală, pe cilindri de lucru dispuși într-un plan orizontal, se deosebesc două grupe de construcții ale sistemului de dozare (fig. 1) [1]:

— sisteme de dozare la care grosimea stratului de pulbere la intrarea în zona de deformare nu depinde de viteza de laminare (schemele 1 — 3);

— sisteme de dozare, la care cantitatea de pulbere metalică ce pătrunde în zona de deformare se stabilește în funcție de raportul dintre viteza de laminare și consumul necesar de pulbere metalică pentru realizarea unui anumit tip de laminat (schemele 4 — 8).

Astfel, schema 1 se caracterizează prin prezența a două plăci *a* în partea inferioară a buncărului, prin a căror deplasare în sensul săgeților se reglează debitul de material ce pătrunde prin cădere liberă în zona de deformare. În felul acesta, în funcție de distanța dintre extremitățile plăcilor se determină grosimea inițială a stratului de pulbere, la intrarea în zona de deformare. Avantajul acestei metode de dozare este gama largă în care se poate regla grosimea inițială a stratului de pulbere metalică, independent de viteza de laminare. Dezavantajul acestei metode este în primul rînd neuniformitatea grosimii stratului de material pulverulent introdus între cilindrii cajei de laminare, precum și posibilitatea pătrunderii în materialul supus deformării a unor porțiuni dislocate ca urmare a eroziunii din plăcile de la partea inferioară a buncărului. Folosirea unor plăci mai groase și mai rezistente nu este posibilă, deoarece nu vor permite apropierea în măsură necesară a acestora de zona de deformare.

În cazul schemei 2 reglarea debitului și a grosimii inițiale a stratului de pulbere metalică se realizează prin deplasarea pe verticală a unei plăci (șubăr) dispuse în interiorul buncărului. Prin acest procedeu de dozare se pot lamina din pulberi și benzi bimetalice [2], în care caz, în buncăr de o parte și de alta a șubărului se introduc pulberi metalice diferite. Reglarea grosimii fiecărui strat de pulbere se efectuează prin deplasarea buncărului spre unul sau spre celălalt cilindru de laminare. Dacă șubărul este format din doi pereți cu un spațiu gol între ei (schema 3), prin acesta se poate introduce un al treilea material pulverulent, obținîndu-se astfel benzi trimetalice. De asemenea, printre pereții șubărului se poate introduce de exemplu o bandă perforată pe care să se preseze pulberea metalică, obținîndu-se un laminat cu o porozitate foarte ridicată [3].

La schemele 4 și 5 reglarea cantității de pulbere metalică se realizează prin varierea deschiderii unei fante ce se formează între un șubăr (ce se deplasează longitudinal sau se rotește) din interiorul buncărului și unul din cilindrii de laminare. Mărimea deschiderii acestei fante este în funcție de grosimea finală a laminatului, de viteza de laminare și de consumul

necesar de pulbere metalică pentru laminatul respectiv.

În cazul schemei 6, buncărul este plasat deasupra unuia dintre cilindrii de laminare, iar pulberea metalică este antrenată în zona de

În cazul laminării pulberilor metalice în direcție orizontală, pe caje cu cilindri dispuși în același plan vertical, se folosesc de obicei caje de laminare obișnuite, cărora li se atașază buncărul de înmagazinare și dozare a pulberii

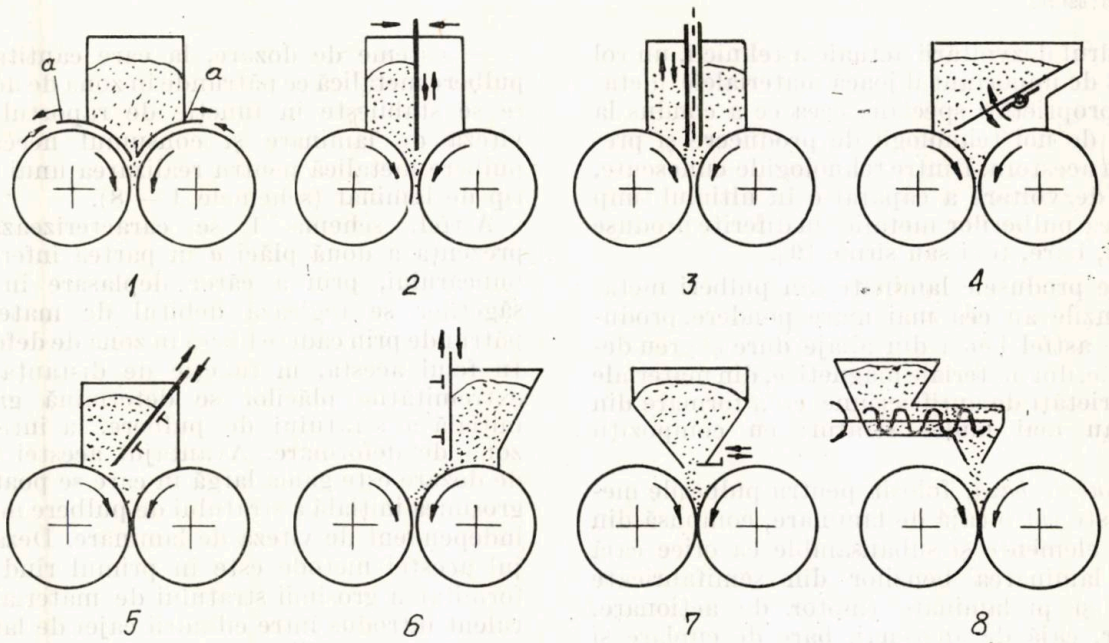


Fig. 1. — Schemele principalelor metode de dozare a materialului pulverulent la laminarea în direcție verticală a pulberilor.

deformare de către cilindrul de lucru prin fanta creată la deplasarea pe verticală a peretelui buncărului dinspre zona de deformare. Această metodă este folosită în special în cazurile laminoarelor experimentale, deoarece spațiul de deasupra zonei de deformare este liber și în el se pot amplasa diferite instalații sau aparate pentru cercetări, permițînd în același timp și o bună observare a fenomenelor ce au loc în zona de deformare [4].

Dezavantajul acestei metode (ca și în cazul schemelor 4 și 5) este faptul că grosimea stratului de pulbere realizat prin fantă depinde de viteza de laminare.

Schema 7 realizează reglarea cantității de pulbere necesară în zona de deformare, prin deplasarea în plan orizontal a unui șubăr fixat la partea inferioară a buncărului. În unele cazuri buncărul poate executa și o mișcare pe verticală, efectuîndu-se astfel dozajul independent de viteza de laminare.

Schema 8 este caracterizată de prezența unei instalații suplimentare de dozaj, plasată între buncăr și cilindrii cajei de laminare. În majoritatea cazurilor această instalație de dozaj funcționează pe principiul antrenării pulberii metalice din buncăr spre zona de deformare de către un șurub fără sfîrșit. Prin variația turației acestui șurub se poate regla continuu cantitatea de pulbere metalică ce se introduce în zona de deformare.

metalice. Acest mod de laminare are avantajul creării unor condiții mult mai bune în ceea ce privește introducerea laminatului în cuptorul de sinterizare (axa de laminare putînd coincide cu axa cuptorului).

Cajele de laminat pulberi în direcție orizontală pot avea 2 pînă la 4 cilindri de lucru (fig. 2), putînd lamina astfel una pînă la trei benzi simultan.

Dozarea pulberii metalice se poate realiza prin cădere liberă între cilindri (fig. 2), prin introducerea forțată cu ajutorul unui șurub melc (fig. 3, *a*) sau prin căderea liberă din buncăr pe o bandă transportoare, care trece împreună cu pulberea metalică printre cilindri (fig. 3, *b*).

Ca bandă transportoare se poate folosi o bandă din hîrtie care se desfășoară de pe un tambur în partea din față a cajei, iar după deformare se rulează pe alt tambur, sau intră împreună cu banda laminată în cuptorul de sinterizare unde se arde. Se poate folosi de asemenea și o bandă subțire din oțel cu conținut scăzut de carbon.

Prin aceste procedee de laminare a pulberilor metalice la rece, urmate de sinterizare, se obțin benzi cu un grad de porozitate destul de ridicat.

Pentru obținerea laminatelor cu o porozitate cît mai redusă, acestea sînt laminate în continuare la cald sau la rece. În cazul laminării în

continuare la cald, banda trecută prin cuptorul de sinterizare, fără a fi lăsată să se răcească, este laminată în una sau mai multe caje finisoare.

Dacă laminarea în continuare se realizează la rece, banda obținută din pulberi, trece prin cuptorul de sinterizare un timp mai scurt decît cel necesar, astfel încît să se realizeze o rezistență minimă, necesară laminării la rece, după care are loc laminarea la rece, sinterizarea propriu-zisă, a doua laminare la rece și recoacerea finală a benzii.

Tot pentru realizarea de benzi cu o porozitate cît mai mică se folosește și metoda laminării pulberilor metalice calde [5]. În acest caz pulberea metalică este încălzită în timpul căderii ei din buncăr spre zona de deformare, prin trecerea sa printr-un tub din oțel inoxidabil înzestrat cu elemente de încălzire.

Laminarea pulberilor calde, permite obținerea de benzi mult mai groase, cu o compactitate superioară și cu proprietăți mecanice mai ridicate decît benzile obținute prin laminarea pulberilor reci.

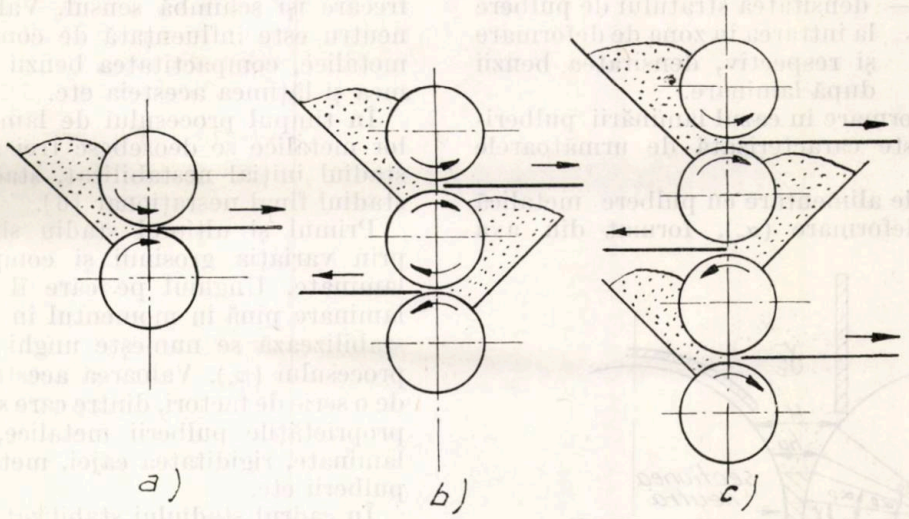


Fig. 2. — Dozarea prin cădere liberă a pulberii în cazul laminării în direcție orizontală : *a* — cajă duo ; *b* — cajă trio pentru laminarea simultană a două benzi ; *c* — cajă cuarto pentru laminarea simultană a trei benz.

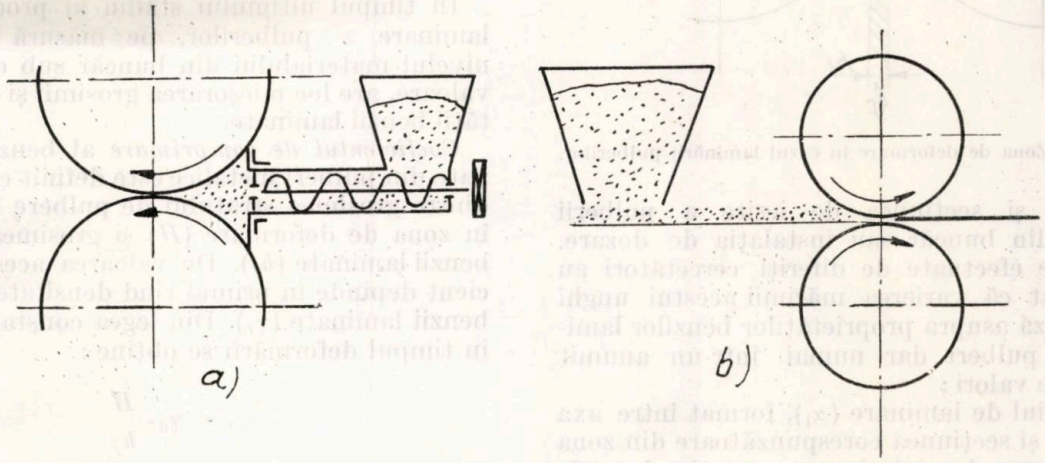


Fig. 3. — Scheme de dozare a materialului pulverulent la laminarea în direcție orizontală a pulberilor : *a* — dozare forțată prin intermediul unui șurub melc ; *b* — dozare prin cădere liberă a pulberii pe o bandă transportoare.

Parametrii tehnologici ai procesului de laminare a pulberilor

Legea volumului constant, aplicată la laminarea clasică, este înlocuită în cazul laminării pulberilor prin legea constanței masei, exprimată prin relația :

$$V_1 \cdot \gamma_1 = V_2 \cdot \gamma_2 \qquad (1)$$

sau

$$\frac{h_2}{h_1} \cdot \frac{b_2}{b_1} \cdot \frac{L_2}{L_1} \cdot \frac{\gamma_2}{\gamma_1} = 1 \qquad (2)$$

în care :

h_2, b_2, L_2 sînt dimensiunile benzii după laminare ;

h_1, b_1, L_1 — dimensiunile stratului de pulbere la intrarea în zona de deformare ;

γ_1 și γ_2 — densitatea stratului de pulbere la intrarea în zona de deformare și respectiv, densitatea benzii după laminare.

Zona de deformare în cazul laminării pulberilor (fig. 4) este caracterizată de următoarele unghiuri :

— unghiul de alimentare cu pulbere metalică a zonei de deformare (α_a), format din axa

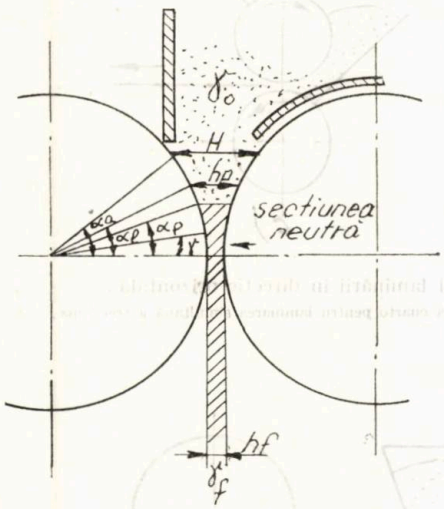


Fig. 4. — Zona de deformare în cazul laminării pulberilor.

cilindrilor și secțiunea de ieșire a pulberii metalice din buncăr sau instalația de dozare. Cercetările efectuate de diferiți cercetători au demonstrat că varierea mărimii acestui unghi influențează asupra proprietăților benzilor laminate din pulberi dar numai într-un anumit interval de valori ;

— unghiul de laminare (α_1), format între axa cilindrilor și secțiunea corespunzătoare din zona de deformare, de unde începe variația densității laminatului, ca urmare a comprimării pulberii metalice de către cilindrii laminorului. Mărimea acestui unghi depinde de condițiile de frecare interne și externe ale pulberii metalice, de lățimea și grosimea laminatului etc.

Astfel, dacă pentru laminarea unei benzi cu grosimea h, unghiul de laminare corespunzător este α_1, pentru laminarea unei alte benzi cu aceeași compactitate dar cu o grosime h', unghiul de laminare în această situație va fi α_1' :

$$\alpha_1' = \alpha_1 \cdot \frac{h'}{h} \qquad (3)$$

— unghiul de presare (α_p) este format între axa orizontală a cilindrilor și secțiunea corespunzătoare a zonei de deformare, din care materialul pulverulent începe să aibă o coeziune între particule ca urmare a presării de către cilindrii de laminare ;

— unghiul neutru (γ) corespunde secțiunii în care (ca și la laminarea obișnuită) tensiunea de frecare își schimbă sensul. Valoarea unghiului neutru este influențată de compoziția pulberii metalice, compactitatea benzii laminate, grosimea și lățimea acesteia etc.

În timpul procesului de laminare a pulberilor metalice se deosebesc trei stadii distincte : stadiul inițial nestabilizat, stadiul stabilizat și stadiul final nestaționar [6].

Primul și ultimul stadiu sînt caracterizate prin variația grosimii și compactității benzii laminate. Unghiul pe care îl fac cilindrii de laminare pînă în momentul în care procesul se stabilizează se numește unghi de stabilizare a procesului (φ_s). Valoarea acestui unghi depinde de o serie de factori, dintre care se pot menționa : proprietățile pulberii metalice, lățimea benzii laminate, rigiditatea cajei, metoda de dozare a pulberii etc.

În cadrul stadiului stabilizat al procesului de laminare, compactitatea și grosimea benzii pe lungimea zonei de deformare sînt variabile, dar devin constante odată cu ieșirea benzii dintre cilindri.

În timpul ultimului stadiu al procesului de laminare a pulberilor, pe măsură ce scade nivelul materialului din buncăr sub o anumită valoare, are loc micșorarea grosimii și compactității benzii laminate.

Coeficientul de comprimare al benzilor laminate din pulberi metalice este definit ca raportul dintre grosimea stratului de pulbere la intrarea în zona de deformare (H) și grosimea finală a benzii laminate (h_f). De valoarea acestui coeficient depinde în primul rînd densitatea finală a benzii laminate (γ_f). Din legea constanței masei în timpul deformării se obține :

$$\gamma_f = \gamma_0 \cdot \frac{H}{h_f} \qquad (4)$$

Grosimea finală (h_f) a benzii laminate, de care depinde valoarea coeficientului de comprimare (avînd în vedere că grosimea H este practic constantă, depinzînd de caracteristicile constructive ale buncărului) este întotdeauna mai mare decît saltul stabilit inițial între cilindri, ca urmare a mai multor factori, dintre care un rol important îl are deformația elastică a cajei de laminare.

Rezultatele experimentale privind legătura dintre valoarea saltului și grosimea benzii după laminare (nesinterizată) au demonstrat că grosimea benzii (h_f) variază direct proporțional cu mărimea saltului (h_0), conform relației (fig. 5) :

$$h_f = h_0 \cdot \operatorname{tg} \psi + m \qquad (5)$$

în care :

tg ψ este un coeficient ce caracterizează rigiditatea cajei, nedepinzînd de materialul pulverulent ce se lamineză, sau de condiţiile de laminare ale acestuia ;

m — termen ce depinde de viteza şi direcţia de laminare, lăţimea benzii, calitatea suprafeţei cilindrilor, forma particulelor materialului pulverulent etc.

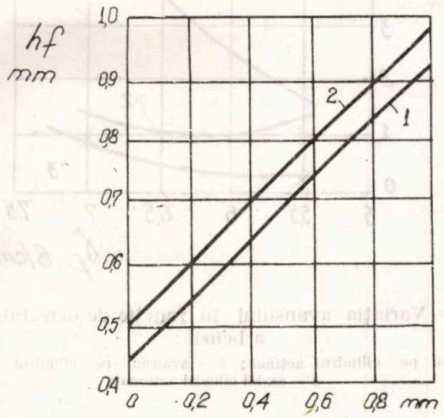


Fig. 5. — Variaţia grosimii finale a benzii laminate în funcţie de mărimea saltului dintre cilindri :
1 — lăţimea benzii 100 mm ; *2* — lăţimea benzii 200 mm [8]

Variaţia coeficientului de comprimare pe lungimea arcului de contact este prezentată în figura 6, *b*.

Presiunea de laminare şi repartizarea acesteia pe lungimea zonei de deformare se determină şi în cazul laminării pulberilor cu ajutorul captorilor de forţă punctiformi plasaţi în tăblia cilindrilor de laminare. Din analiza oscilogramelor înregistrate în timpul laminării pulberilor a rezultat că pe lungimea arcului de contact (ca şi în cazul laminării obişnuite) are loc o creştere a presiunii pînă la atingerea unei valori maxime, după care presiunea scade brusc (fig. 6, *d*). Această alură de variaţie a presiunii de laminare în zona de deformare, spre deosebire de cazul laminării obişnuite, nu se schimbă în funcţie de valoarea raportului l_c/h_m sau în funcţie de viteza de laminare. De asemenea valoarea maximă a presiunii nu depinde de grosimea finală a benzii laminate sau de reducerea aplicată ($\Delta h = H - h_f$), ci numai de densitatea laminatului şi diametrul cilindrilor de lucru. De aici rezultă că pentru realizarea unei benzi prin laminarea pulberilor, indiferent de reducerea absolută aplicată, dacă în final se obţine aceeaşi densitate a benzii laminate, presiunea de laminare va avea aceeaşi valoare. În acelaşi timp, presiunea medie de laminare se va micşora într-o oarecare măsură odată cu creşterea unghiului de laminare.

Forţa specifică şi coeficientul de frecare variază pe lungimea zonei de deformare, care în funcţie de această variaţie se divide în : zonă de avans, zonă de întîrziere şi zonă de aderenţă. În primele două zone forţa specifică de frecare este proporţională cu presiunea de laminare ($\tau_x = \mu_x \cdot p_x$, în care μ este coeficientul de frecare), iar în zona (secţiunea) de aderenţă în care nu are loc o alunecare între laminat şi cilindri, forţa specifică de frecare nu este proporţională cu presiunea, aceasta scăzînd odată cu creşterea presiunii de laminare (fig. 6, *e*).

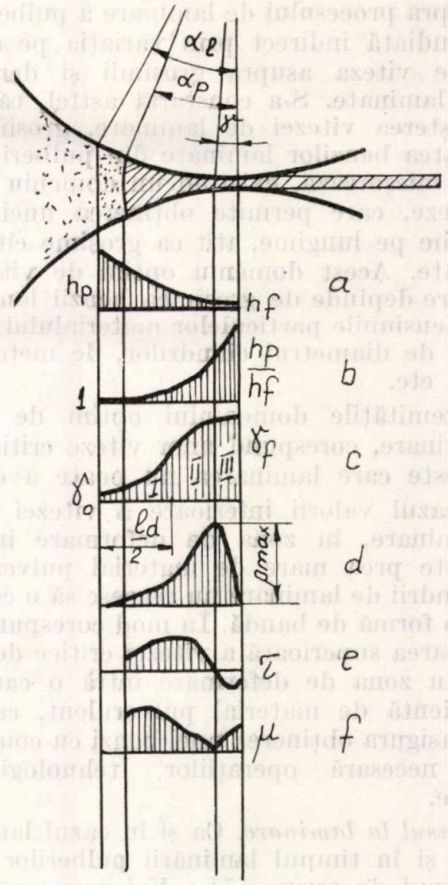


Fig. 6. — Variaţia principalilor parametri ai procesului de laminare a pulberilor pe lungimea zonei de deformare : *a* — variaţia grosimii ; *b* — variaţia coeficientului de comprimare ; *c* — variaţia densităţii ; *d* — variaţia presiunii de laminare ; *e* — variaţia forţei specifice de frecare ; *f* — variaţia coeficientului de frecare

Se constată în acelaşi timp că forţa specifică de frecare creşte pe măsură ce grosimea finală a benzii laminate scade.

Coeficientul de frecare, determinat din epura repartizării presiunii de laminare şi a forţei specifice de frecare pe lungimea zonei de deformare, are tot o variaţie neuniformă pe lungimea arcului de contact (fig. 6, *f*).

Energia de laminare, respectiv consumul specific de energie din timpul laminării benzilor din pulberi metalice, nu depinde de viteza de laminare şi de grosimea finală a benzii, ci numai de natura materialului pulverulent, de densitatea finală a benzii şi de diametrul cilindrilor de lucru. Astfel cu creşterea densită-

ţii benzii şi cu micşorarea diametrului cilindrilor de lucru, consumul specific de energie al procesului de laminare a pulberilor creşte.

Viteza de laminare. Influenţa vitezei cilindrilor asupra procesului de laminare a pulberilor a fost studiată indirect prin variaţia pe care o produce viteza asupra grosimii şi densităţii benzii laminate. S-a constatat astfel, că odată cu creşterea vitezei de laminare, grosimea şi densitatea benzilor laminate din pulberi metalice se micşorează, existînd un domeniu optim de viteze, care permite obţinerea unei benzi uniforme pe lungime, atît ca grosime cît şi ca densitate. Acest domeniu optim de viteze de laminare depinde de grosimea benzii laminate, de dimensiunile particulelor materialului pulverulent, de diametrul cilindrilor, de metoda de dozare etc.

Extremităţile domeniului optim de viteze de laminare, corespund unor viteze critice sub sau peste care laminarea nu poate avea loc.

În cazul valorii inferioare a vitezei critice de laminare, în zona de deformare intră o cantitate prea mare de material pulverulent, iar cilindrii de laminare nu reuşesc să o comprime sub formă de bandă. În mod corespunzător, la valoarea superioară a vitezei critice de laminare, în zona de deformare intră o cantitate insuficientă de material pulverulent, care nu poate asigura obţinerea unei benzi cu compactitatea necesară operaţiilor tehnologice ulterioare.

Avansul la laminare. Ca şi în cazul laminării clasice şi în timpul laminării pulberilor apare fenomenul de avans [7]. Valoarea avansului în timpul laminării pulberilor depinde de densitatea şi dimensiunile finale ale benzii laminate, cît şi de diametrul cilindrilor de lucru.

Determinîndu-se avansul prin metoda chernărelor, s-a constatat că avansul în timpul laminării pulberilor nu depinde de viteza de laminare, creşte odată cu mărirea densităţii finale a benzii în cazul cînd numai unul din cilindrii de lucru este acţionat, prezintă o variaţie cu minim în funcţie de densitatea benzii cînd ambii cilindri sînt acţionaţi (fig. 7) şi scade odată cu micşorarea lăţimii benzii şi a diametrului cilindrilor de lucru.

Din cele expuse mai sus rezultă următoarele concluzii :

— Prezenta lucrare şi-a propus să prezinte principiile care stau la baza producerii benzilor laminate din pulberi metalice, cît şi unele aspecte principale ale bazelor teoretice ale acestui proces de prelucrare plastică prin presiune.

— Laminarea pulberilor metalice reprezintă o tehnologie progresivă pentru obţinerea diferitelor produse din pulberi metalice (benzi, bare, sîrme, ţevi etc.), lipsite de anumite tipuri de defecte de material specifice laminării obişnuite (retasuri, segregaţii, incluziuni nemetalice exogene şi endogene etc.).

— Laminarea pulberilor fiind un proces continuu asigură o productivitate ridicată şi poate fi uşor automatizat.

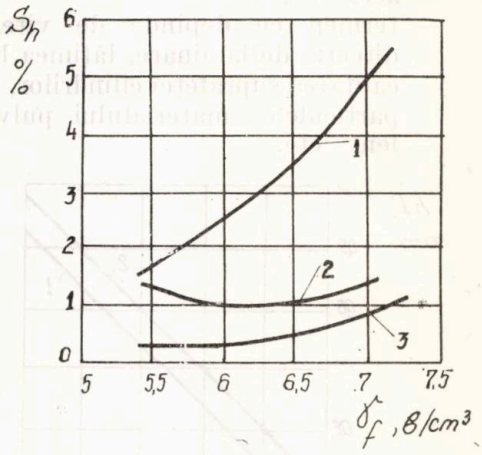


Fig. 7. — Variaţia avansului în funcţie de densitatea finală a benzii :
1 — avansul pe cilindrul acţinat; *2* — avansul pe cilindrul neacţionat; *3* — ambii cilindri acţionaţi

— Laminarea pulberilor se execută în general pe utilaje construite în mod special pentru acest scop. Pentru cazul particular al laminării benzilor din pulberi metalice se pot folosi însă şi caje de laminare obişnuite adaptate condiţiilor cerute de acest proces.

— Cercetări privind laminarea benzilor din pulberi metalice sînt în curs de organizare şi în cadrul laboratorului de laminoare al Facultăţii de metalurgie din I.P.B. Acestea vor permite în primul rînd obţinerea unor benzi din aliaje speciale, laminate din pulberi metalice, cît şi aducerea unei anumite contribuţii româneşti la bazele teoretice şi practice ale laminării pulberilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vinogradov G. A. ş.a. — *Prokatka metalliceschih poroşkov*, Metallurghia, Moscova, 1969.
[2] Semenov Iu, N. Brevet de invenţie nr. 119772 — U.R.S.S.
[3] Semenov Iu. N. Brevet de invenţie nr. 127124 — U.R.S.S.
[4] Spinov V. A. Brevet de invenţie nr. 145513 — U.R.S.S.
[5] Evans P. şi Smith G. Brevet de invenţie nr. 798 — Anglia.
[6] Severdenco V. P. şi Lojecinicov E. B. *Plasticinost i obrabotka metallov davleniem* Minsk, Nauka i tehnica, 1964, p. 110.
[7] Acsenov G. I. şi Semenov Iu. N. *Prokatka metalliceschih poroşkov v valkah.* VINITI, 1957.
[8] Naeser G. şi Zirm F. Stahl und Eisen, 1950 nr. 22, p. 995.
[9] Franţiu I. *Laminarea directă a benzilor şi tablelor din pulberi de fier.* Metalurgia, nr. 7, 1963, p. 468—470.

Dr. ing. E. Cazimirovici
Institutul politehnic — Bucureşti

Calitatea pieselor turnate și materialele refractare utilizate la confecționarea formelor ceramice

CZ 621.747 ;666.76

Termenul de „formă ceramică" este relativ nou și desemnează acele forme pentru a căror realizare se utilizează amestecuri speciale care nu implică operația clasică de „îndesare" și care, de obicei, se utilizează la turnarea de precizie.

În această categorie intră atît formele coji obținute cu modelele ușor fuzibile, cît și formele bloc obținute cu modele clasice dar care în loc de nisip cuarțos au în componență alt material refractar.

În prezent se execută, prin turnare în forme ceramice, piese de la cîteva sute de grame pînă la circa 3 t, din aliaje ușoare, din aliaje de cupru, din toate sortimentele de fontă, din oțel carbon, oțel slab și bogat aliat, precum și din așa-zisele superaliaje [5], [6].

Metodele de turnare de precizie urmăresc obținerea unor piese cu o netezime a suprafețelor cît mai mare și cu abateri dimensionale cît mai mici.

Primul criteriu de calitate se referă la rugozitatea suprafețelor pieselor turnate, iar al doilea, la toleranțele dimensionale realizabile.

În tabela 1 se indică valorile lui R_z (înălțimea neregularităților după sistemul M, STAS 5730—66) și toleranțele dimensionale care se pot analiza prin diferitele metode de formare și turnare [3], [8].

Obținerea unor rugozități de ordinul 3,1 μm și a unor toleranțe dimensionale de ± (0,3 — 0,5 %) implică utilizarea unor materiale speciale atît în ceea ce privește componentul refractar al amestecului de formare, cît și liantul.

Referitor la materialul refractar se remarcă tendința de folosire a unor oxizi, de puritate chimică cît mai mare (pentru a înlătura pericolul formării compușilor ușor fuzibili) și cu o refractaritate cît mai ridicată.

S-a stabilit că 64 elemente chimice formează 17 056 oxizi din care numai 60 sînt cu proprietăți refractare, adică cu temperatura de topire de peste 1 580°C. Peste 1 727°C se topesc 53 oxizi, peste 2 227°C —27 de oxizi, iar peste 2 727°C numai ThO_2, MgO și HfO_2 [7].

Folosirea ThO_2 este limitată ca urmare a radioactivității acestuia, BeO este foarte toxic, iar Y_2O_3, HfO_2 și CeO_2 sînt încă materiale deficitare.

Dintre oxizii utilizați în mod curent la confecționarea formelor ceramice se pot aminti

Tabela 1

Metode de formare și turnare		Toleranțe dimensionale realizabile, ± %	Înălțimea neregularităților R_z, μm
Formarea manuală cu model		1,5 — 4,5	—
Formarea manuală cu șablon		pînă la 3	—
Formarea cu modele din polistiren		1,5 — 4,5	—
Formarea mecanizată		pînă la 1	—
Turnarea în forme temporare	Forme din nisip cuarțos și argilă	—	40 — 320
	Forme de nisip cuarțos și ulei de in	—	20 — 160
	Forme din cromomagnezită și argilă	—	10 — 80
Turnarea în forme coji cu liant termoreactiv		pînă la 0,5	3,2 — 80
Turnarea în forme coji cu modele ușor fuzibile		0,1 — 0,7	3,2 — 40
Turnarea în forme metalice statice		pînă la 0,5	3,2 — 80
Turnarea sub presiune		pînă la 0,33	3,2 — 20
Turnarea centrifugă		pînă la 0,5	—
Turnarea continuă		pînă la 0,5	—
Forme ceramice tip Shaw	Dimensiuni pînă la 25 mm	pînă la 0,3	pînă la 3,1
	Dimensiuni de 25 — 75 mm	0,30 — 0,35	
	Dimensiuni de 75 — 200 mm	0,35 — 0,40	
	Dimensiuni de 200 — 375 mm	0,40 — 0,45	
	Dimensiuni mai mari de 375 mm	pînă la 0,5	

SiO_2 — oxid cu caracter acid, Al_2O_3 — ZrO_2 — BeO — oxizi amfoteri și CaO — MgO — oxizi cu caracter bazic.

O largă răspîndire o are SiO_2, în special la metoda de turnare de precizie în forme coji cu modele ușor fuzibile, dar în ultimul timp pentru obținerea pieselor mari din oțeluri speciale se folosesc tot mai mult : electrocorundul

(Al_2O_3), zirconiu ($ZrO_2 - SiO_2$), silimanitul ($Al_2O_3 - SiO_2$), badeleitul (ZrO_2).

În tabela 2 se indică compoziția chimică a principalelor materiale refractare utilizate la prepararea amestecurilor pentru confecționarea formelor ceramice [7], [10].

Tabela 2

Denumirea materialului	Al_2O_3	ZrO_2	SiO_2	Na_2O	Fe_2O_3	TiO_2	CaO	MgO	C
Cuarț alfa	0,11	—	99,8	—	0,33	0,022	urme	urme	—
Cuarț topit	0,5	—	99,9	—	0,02	0,012	0,01	0,055	0,007
Alumină topită	99,5	—	0,3	0,35	0,03	0,15	0,05	0,055	—
Aumină	99,9	—	0,1	0,02	0,40	—	0,07	—	—
Zirconiu (A)	—	min. 65	min. 34	max. 0,1	max. 0,25	—	—	—	—
Zirconiu (B)	0,79	66,32	32,23	—	0,04	0,2	—	—	—
Oxid de Zr	0,39	94,6	0,35	—	0,19	0,21	3,52	0,46	—
Aluminat de Ca	79,0	—	0,10	0,5	0,30	—	18,0	0,4	—
Argilă calcinată (șamotă)	41,6	—	52,8	1,2	1,50	2,5	0,3	0,4	—
Mulit topit	72,6	—	23,0	0,44	0,13	0,11	0,05	—	—
Mulit	73,5	—	22,4	—	0,90	3,2	—	—	—
Kyanit (disten)	57—60	—	37—41	—	0,4—0,8	1,2	0,3	0,3	—

Tabela 3

Materialul refractar	Caracterul chimic	Temperatura de topire, °C	Greutatea specifică, g/cm³	Suprafața specifică, cm²/g
Cuarț SiO_2	acid	1 713	2,7	4 000—6 000
Disten-silimanit, $Al_2O_3 - SiO_2$	slab acid	1 545	3,25	5 000—6 000
Zirconiu, $ZrO_2 - SiO_2$	slab acid	—	4,5	7 000—8 000
Mulit $3Al_2O_3 - SiO_2$	amfoter	1 810	3	6 000—7 000
Electrocorund alb, Al_2O_3	amfoter	2 050	4	6 000—7000
Concentrat de oxid de zirconiu, tratat termic	amfoter	2 690	5,73	8 000—9 000
Magnezită, MgO	bazic	2 800	3,57	5 000—6 000
Spinel	slab bazic	2 135	3,56	5 000—6 000
Oxid de calciu tratat termic	bazic	2 600	3,32	5 000

Tabela 4

Caracteristici fizico-mecanice	Tipuri de nisip			
	Nisipuri cromitice	Nisipuri zirconice	Nisipuri cuarțoase	Nisipuri olivinice
Greutatea specifică g/cm³	4,35—4,45	4,6—4,7	2,65	3,28
Greutatea aparentă după compactare, g/cm³	2,6 — 2,9	2,75	1,5—1,9	2,0
Dilatarea termică totală, %	1,3 — 1,4	0,32	1,8	1,37
Temperatura de vitrifiere (porozitatea sub 1%), °C	1 400	14 000	1 400	1 375
Temperatura de topire, °C	1 800	2 200	1 750	1 750
Modificarea dimensiunilor după încălzirea la 1 500°C, %	—3	—	+0,5	—2,0

În tabela 3 se arată unele caracteristici fizico-chimice ale acestor materiale refractare, iar în tabela 4 se dau date asupra proprietăților fizico-mecanice a patru dintre cele mai utilizate tipuri de nisipuri din care se confecționează formele ceramice [4], [9], [10].

În figura 1 se redau curbele dilatometrice pentru diferite materiale refractare utilizate la prepararea amestecurilor de formare. Se poate observa că cea mai mare și mai bruscă dilatare o are cristobalitul (curba 1), după care urmează cuarțul (curba 2). Dilatare liniară mică au: olivina (curba 4), zirconiul (curba 5), amestecul de disten-silimanit (curba 6) și șamota (curba 7) [3], [10].

Conductibilitatea termică K_m a materialelor pulverulente refractare utilizate la confecționarea formelor ceramice se poate exprima în funcție de porozitatea sa P și conductibilitatea termică K_c a aceluiași material, dar în stare densă (compactă), după relația [2]:

$$K_m = K_c (1 - P)$$

Cu excepția BeO, domeniul valorilor conductibilității termice pentru refractarele uzuale care

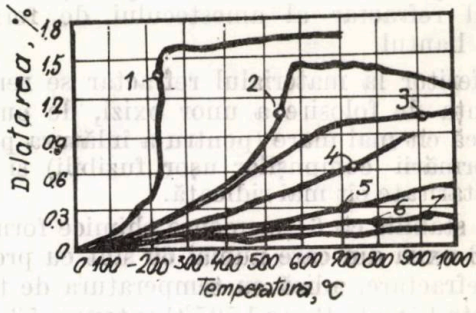


Fig. 1. Curbele dilatometrice ale cîtorva materiale de formare:

1 — cristobalit [11]; *2* — cuarț [11]; *3* — nisip cu 96,6% SiO_2, 1,83% Al_2O_3, 0,69% Fe_2O_3 [1]; *4* — olivină [11]; *5* — zirconiu [11]; *6* — amestec distensilimanit cu 41,3% SiO_2, 56,7% Al_2O_3, 0,8% Fe_2O_3, 0,9% TiO_2 [1]; *7* — șamotă cu 68% SiO_2 și 30% Al_2O_3 [1]

se găsesc în comerț este cuprins între 0,002 și 0,05 [cal/cm · s · °C].

Rezistența la șoc termic TS se poate calcula cu relația :

$$TS = \frac{\sigma \cdot K}{\alpha \cdot E}(1 - \mu)$$

unde :

- σ este rezistența la compresiune a materialului ;
- K — conductibilitatea termică ;
- α — coeficientul de dilatare ;
- E — modulul lui Young de elasticitate (care pentru materialele ceramice obișnuite este de $14-42 \cdot 10^5$/daN/$/cm^2$);
- μ — coeficientul lui Poissons, care pentru materialele ceramice se consideră ca fiind de $\sim 0{,}2$.

Trebuie făcută mențiunea că proprietățile fizico-mecanice ale materialelor refractare au indicate valori cuprinse într-o gamă foarte largă, fapt care poate stîrni confuzii, dar explicabil prin aceea că pînă în prezent, pentru anumite determinări (refractaritate, dilatare termică etc.) nu s-au pus la punct metode care să dea o reproductibilitate bună a rezultatelor.

De asemenea, trebuie precizat că nu se pot face recomandări unilaterale privind utilizarea unui anume material refractar ca fiind, în mod universal, optim ; alegerea acestuia trebuie făcută pentru fiecare caz în parte în funcție de natura aliajului, natura liantului, configurația piesei etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Balinskii V. R. ș.a. *Teplovoe rassirenie materiala formi cac odna iz pricin predusadocinogo rassireniia otlivoc.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 3, 1967, p. 18—19.

[2] Briscoe E. M. ș.a. *Ceramics in the Investment-Casting Industry.* Foundry Trade Journal, 122, 2630, nr. 4, 1967, p. 511—520.

[3] Buzilă S. *Precizia dimensională și netezimea suprafețelor pieselor turnate,* București, Editura tehnică, 1968.

[4] Doskar J. ș.a. *Vliv obalove hmoty a suseni obalu na pevnost Keramickych forem.* Slévárenstvi, 16, nr. 1, 1968, p. 16—17.

[5] Lechowa L. ș.a. *Odlewanie precyzyjne metoda Shawa w Anglii, U.S.A. i Japonii.* Prezglad Odlewnictwa, 14, nr. 12, 1964, p. 338—341.

[6] Liubalin I. ș.a. *Shaw process patterns. Principles and production.* Modern Casting, 38, nr. 4, 1960, p. 83—94.

[7] Matusevici I. S. *Keramiceskie formi iz osnovnih ogneupornih okislov.* Liteinoe proizvodstvo, 6, 1970, p. 1.

[8] * * * *Metals Handbook,* Forging and Casting, vol. 5, 8 th Ed. American Society for Metals, Metals Park, Ohio, 1970.

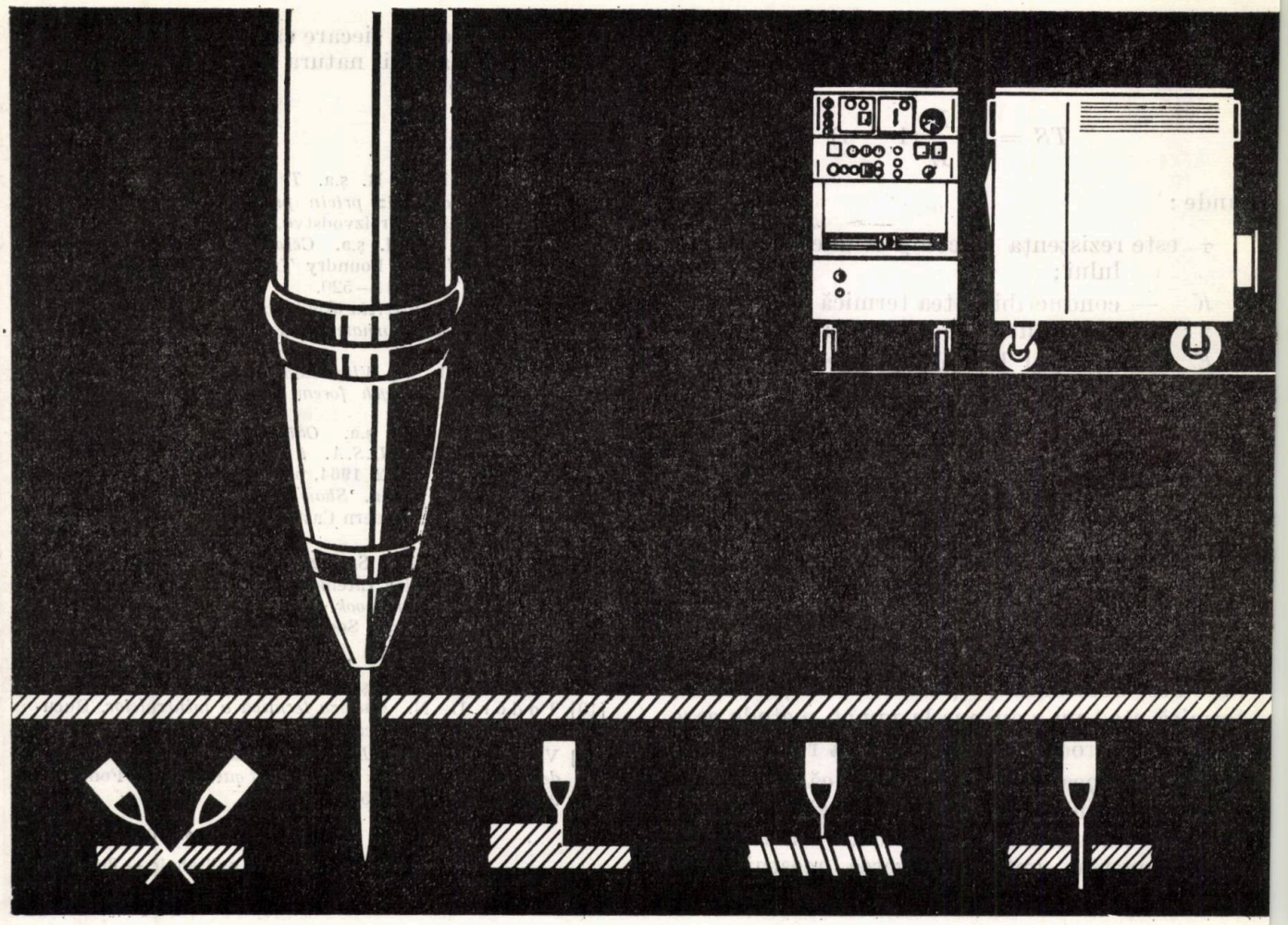
[9] Ozerova V. A. *Lite po viplavliaemim modeliam.* Moscova, Izd-vo Mașinostroenie, 1971.

[10] Todor D. N. *Analiza termică a mineralelor.* București, Editura tehnică, 1972.

[11] Virolle X. ș.a. *Défauts de fonderie liés à l'anomalie de dilatation de quartz : ver, gale et queue-de-rat.* Fonderie, 236, 1966, p. 10—35.

Ing. I. Chira și ing. I. Ripoșan

Institutul politehnic — București



Instalația de tăiat cu plasmă tip PA 20—2 din Finsterwalde ajută la aplicarea tehnicii de tăiere cu plasmă cu randament ridicat

Cîteva din multiplele avantaje ale noii instalații sînt :

— folosirea universală a gazelor pentru formarea jetului de plasmă ca de exemplu argon-hidrogen, azot-hidrogen sau aer, cu ajutorul arzătoarelor cu jet din PB 20—3 ;

— tăierea fără bavură în cazul utilizării aerului ca gaz purtător ;

— funcționarea alternativă cu suflai pentru sudarea automată PB 20—3 sau manuală PB 20—2 H ;

— puterea arcului de plasmă 30 kW, în cazul funcțio nării continue ;

— randamentul ridicat de tăiere la un consum mini de gaze și energie electrică ;

— raza de acțiune a arzătorului cu plasmă pînă î imediata apropiere a piesei ;

— funcționarea sigură în condițiile unei calită superioare a suprafeței tăiate ;

— tăierea cu plasmă în toate pozițiile ;

— debitarea cu pierderi minime — rosturi îngust

Analizați tehnologia dvs. de tăiere și informați-v asupra instalației noastre de tăiere cu plasmă.

MANSFELD

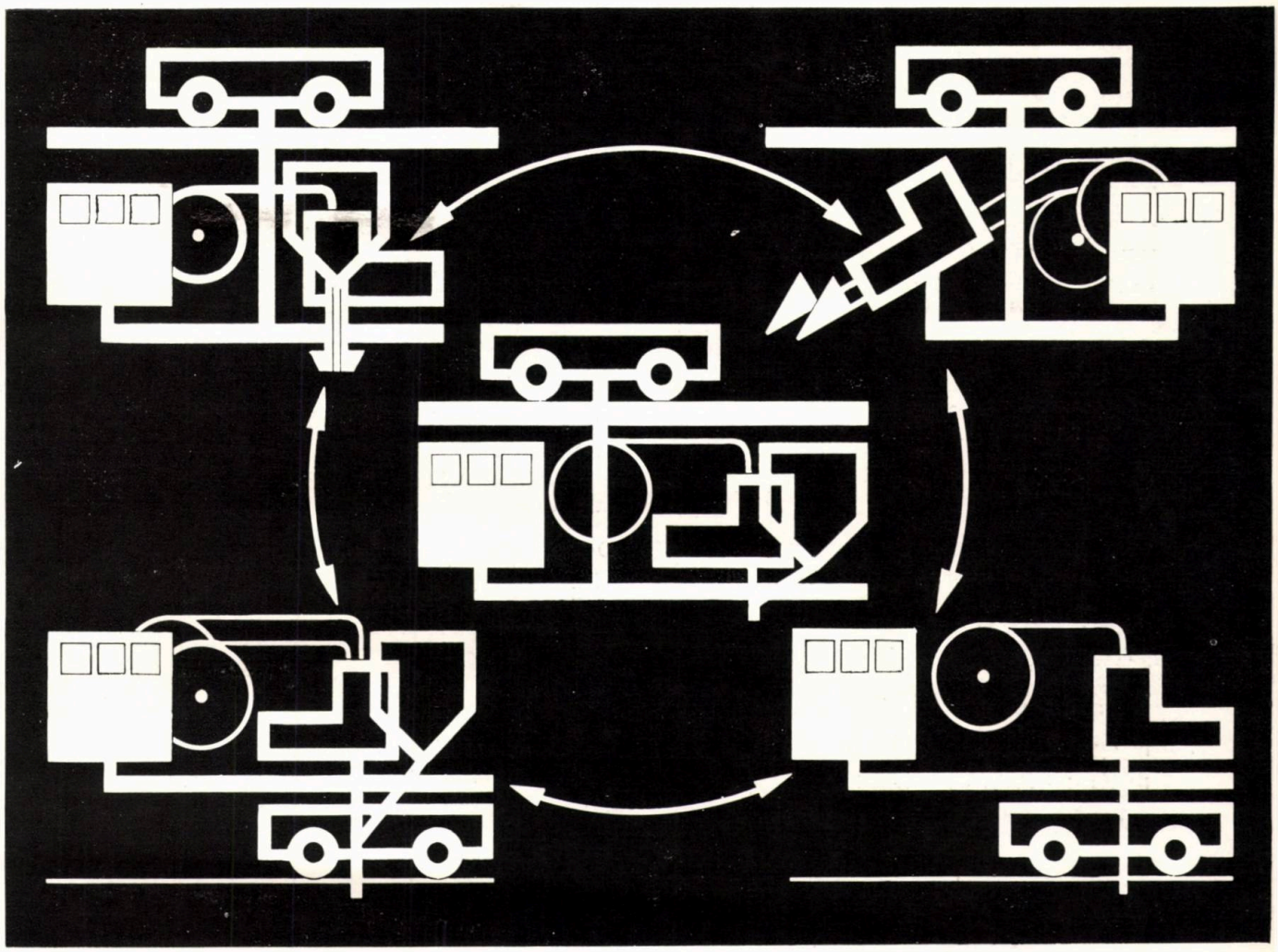
VEB MANSFELD KOMBINAT WILHELM PIECK
BETRIEB FÜR SCHWEISSTECHNIK FINSTERWALDE
DDR 798 FINSTERWALDE · DEUTSCHE DEMOKRATISCHE REPUBLIK

EXPORTEUR:

Elektrotechnik
EXPORT-IMPORT

VOLKSEIGENER AUSSENHANDELSBETRIEB DER DEUTSCHEN DEMOKRATISCHEN REPUBLIK
DDR 102 BERLIN·ALEXANDERPLATZ
HAUS DER ELEKTROINDUSTRIE

Persoanele interesate se vor adresa la Birc tehnic-comercial al Întreprinderii de come exterior „Elektrotechnik" din cadrul Agenț comerciale a Ambasadei R.D.G. în R.S.I Calea Dorobanților nr. 14, București.



Utilizarea sudării în producție presupune adaptabilitatea acesteia la condiții tehnologice diferite

În acest scop se utilizează aparate de sudură cu posibilități mari de adaptare. Automatele de sudură fabricate la Finsterwalde oferă aceste posibilități și s-au verificat în exploatare. Prin modificări constructive automatele se pot adapta mai multor tehnologii de fabricație. Automatele se pot utiliza atît pentru sudarea sub flux, cît și pentru sudarea cu CO_2. Astfel se pot executa suduri cu CO_2 cu un electrod, sub flux cu unul sau doi electrozi, suduri în colț cu CO_2 sau sub flux (cu unul sau două brațe articulate) și suduri cu electrozi bandă.

Automatele noastre se deplasează direct pe piesă, pe o cale rulantă sau în poziție suspendată, acționate de o coloană de ridicare antrenată de un motor.

Cu un minim de tehnicitate se obține un maxim de utilitate.

Folosiți și dv. posibilitatea de mecanizare a lucrărilor de sudare și informați-vă asupra automatelor de sudură din Finsterwalde.

MANSFELD

VEB MANSFELD KOMBINAT WILHELM PIECK
BETRIEB FÜR SCHWEISSTECHNIK FINSTERWALDE
DDR 798 FINSTERWALDE · DEUTSCHE DEMOKRATISCHE REPUBLIK

EXPORTEUR:

Elektrotechnik
EXPORT-IMPORT

VOLKSEIGENER AUSSENHANDELSBETRIEB DER DEUTSCHEN DEMOKRATISCHEN REPUBLIK·
DDR 102 BERLIN·ALEXANDERPLATZ
HAUS DER ELEKTROINDUSTRIE

Persoanele interesate se vor adresa la Biroul tehnic-comercial al Întreprinderii de comerț exterior „Elektrotechnik" din cadrul Agenției comerciale a Ambasadei R.D.G. în R.S.R., Calea Dorobanților nr. 14, București.

PUBLICOM

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.55

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

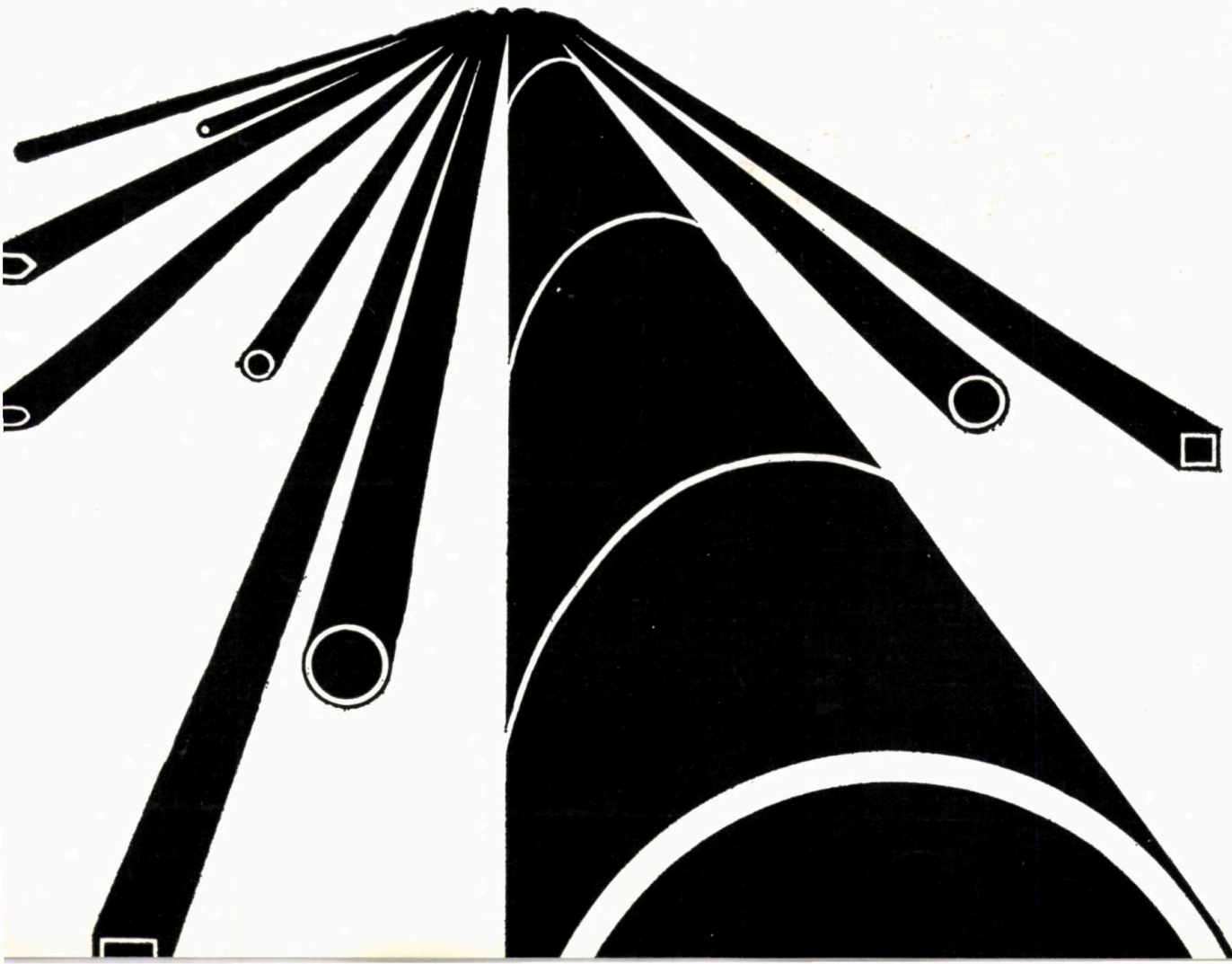
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi la construcţii de maşini:
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  - ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1 020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTA:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



ÎNTREPRINDEREA DE PRELUCRARE A ALUMINIULUI – SLATINA

- bare, țevi, profile de construcție și diverse profile extrudate din aluminiu sau aliaje de aluminiu ;
- table, benzi, folii din aluminiu în gama de grosimi 3—0,020 mm ;
- cabluri electrice de 1 kV tip ACYY și ACY ABY conform STAS 8778/70 ;
- țevi irigații în gama ∅ 3—6″ cu lungimea 6 000—9 000 mm ;
- tîmplărie metalică : uși, ferestre, vitrine în diverse culori și diverse tipodimensiuni.

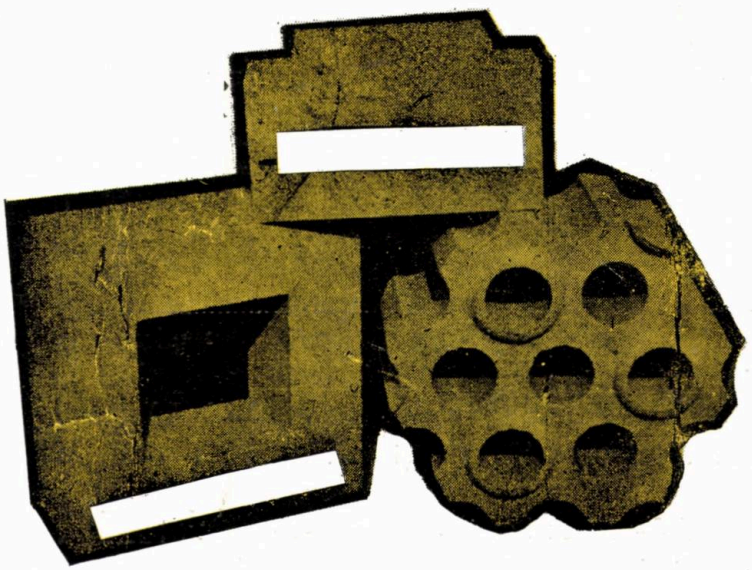
Str. Milcov nr. 1. Telefon 12520. Telex 47217

CENTRALA INDUSTRIALA PENTRU PRODUSE REFRACTARE

BRAŞOV

Str. Carierei Nr. 127 Braşov. Telefon 23966-23967. Telex 012.307

- Intr. de produse refractare ALBA -IULIA
- Intr. de produse refractare "REFRACTAR" ALESD
- Intr. de produse refractare "9 MAI" TURDA
- Intr. de produse refractare "RASARITUL" BRASOV
- Intr. " CARBOCHIM" - CLUJ
- Fca. de produse refractare " PLEASA " PLOIESTI
- Fca. de produse refractare " VULTURUL " COMARNIC
- Fca. de produse refractare " UNIREA " TG. JIU
- Fca. de produse refractare BARU MARE
- Fca. de şamotă AZUGA



execută

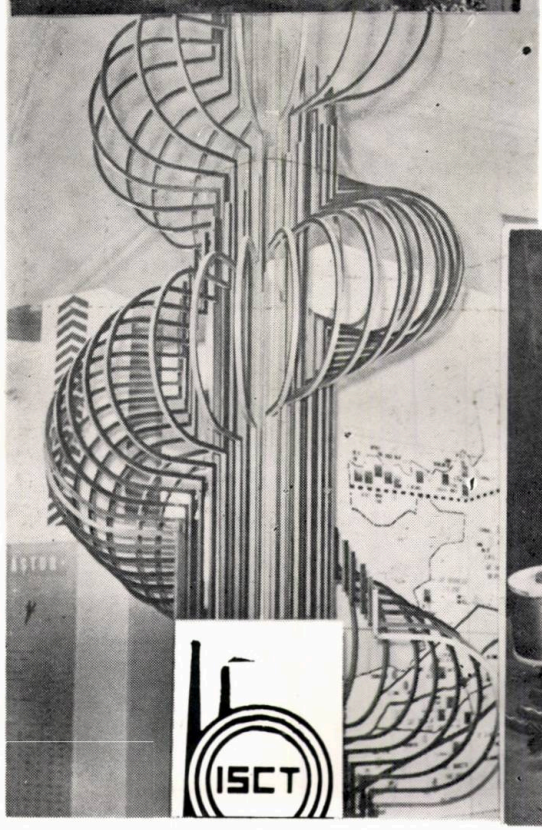
Produse refractare silica, silico-aluminoase, produse termoizolante, şamote refractare aluminoase şi superaluminoase, betoane rezistente la foc, betoane refractare şi superrefractare, plăci termoizolante, prafuri termogene şi termoizolante, prafuri exoterme, pietre de polizor, abrazivi pe suport,

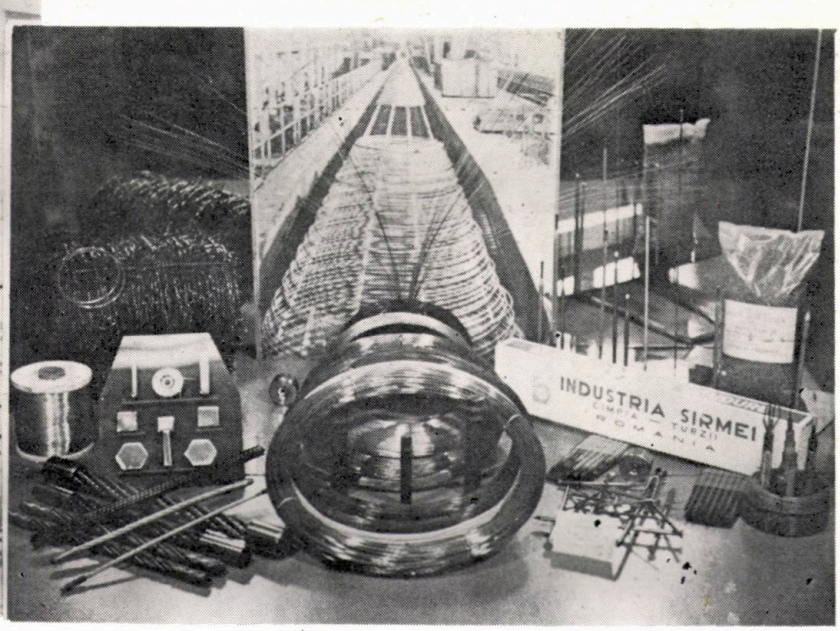
INDUSTRIA SÎRMEI

CIMPIA TURZII
Str. Laminoriştilor nr. 145 Judeţul Cluj Telefon 214 - 219 Telex:031241

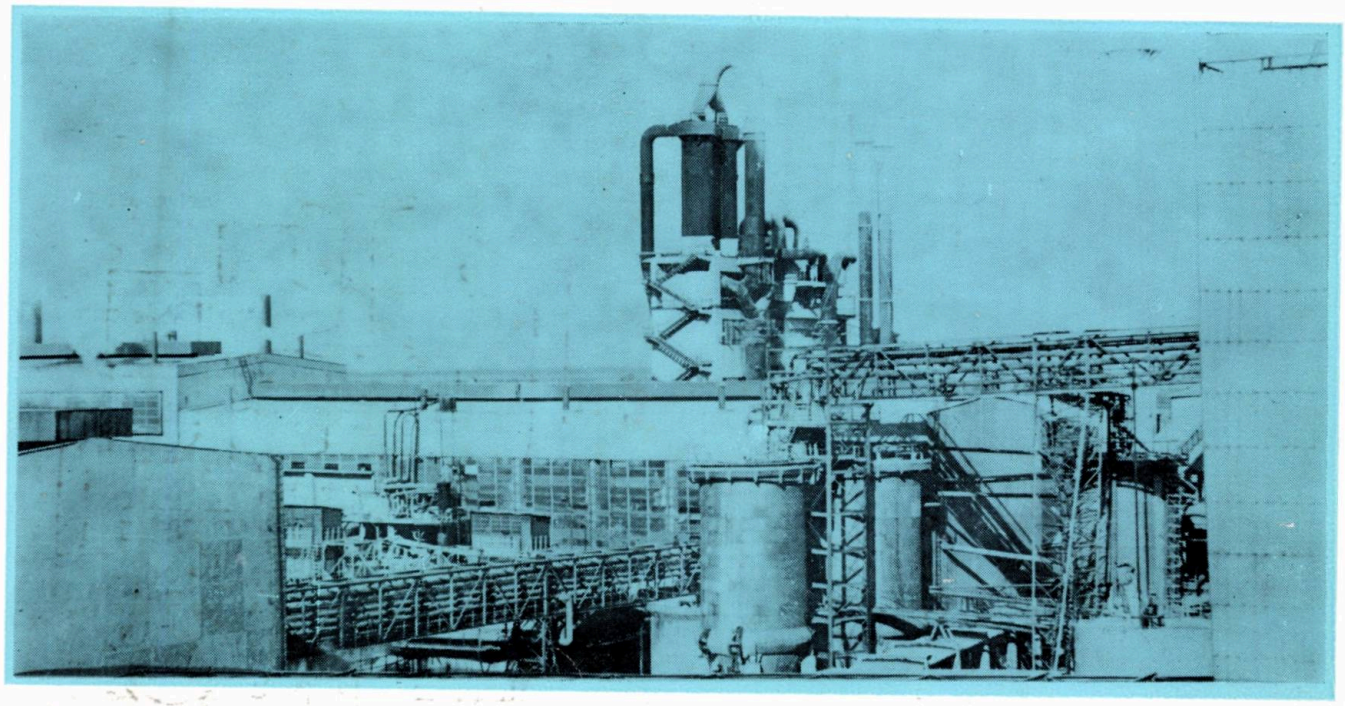
Întreprinderea produce şi oferă celor interesaţi :

- **Sîrmă** din oţeluri cu conţinut scăzut de carbon
- **Sîrmă** din oţeluri cu conţinut mediu şi ridicat de carbon
- **Sîrmă** moale zincată în gama dimensională 2,5—5 mm
- **Sîrmă** ghimpată :
  - tip Gliden neagră
    zincată
  - tip Yowa neagră
    zincată
- **Sîrmă** laminată în gama dimensională 6—12 mm
- **Sîrmă** beton precomprimat în gama dimensională 3—7 mm
- **Cabluri** de tracţiune : se livrează zincate şi nezincate, la lungimi fixe sau de fabricaţie ∅ 6—38 mm. Cabluri construcţie simplă STAS 1513—66. Cabluri compuse duble STAS 1353—66. Cabluri duble construcţie combinată STAS 1689—69. Cabluri compuse duble flexibile STAS 1553—66
- **Bare** trase din oţel carbon obişnuit, oţel carbon de calitate şi oţel aliat
- **Cuie** din sîrmă, construcţii, speciale şi ţinte
- **Electrozi** de sudură, o largă gamă de tipuri de electrozi pentru sudare în toate poziţiile, inclusiv poziţii foarte dificile
- **Fluxuri** de sudură topite : FSM 37 — FSM 37B — FSM - 20 şi FB 10
- **Conductori electrici — izolaţi în cauciuc şi PVC**





ÎNTREPRINDEREA DE ALUMINĂ — ORADEA



PRODUCE:

— Alumină calcinată
Conținut de Al_2O_3 minimum 99,3 %.
— Hidroxid de aluminiu tehnic
Conținut de Al_2O_3 minimum 64,0 %.
— Pentoxid de vanadiu
Conținut de V_2O_5 minimum 99 %.

ȘOSEAUA BORȘULUI Km 7 — CĂSUȚA POȘTALĂ 183
TELEFON 2.47.30 — TELEX 034—264

ÎNTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ

„CARBOCHIM" — CLUJ

Piața 1 Mai, nr. 3, telefon 30.120

execută:

— corpuri abrazive de diferite forme și dimensiuni, din electrocorindon normal, electrocorindon nobil și carbură de siliciu cu lianți ceramici sau organici pentru :

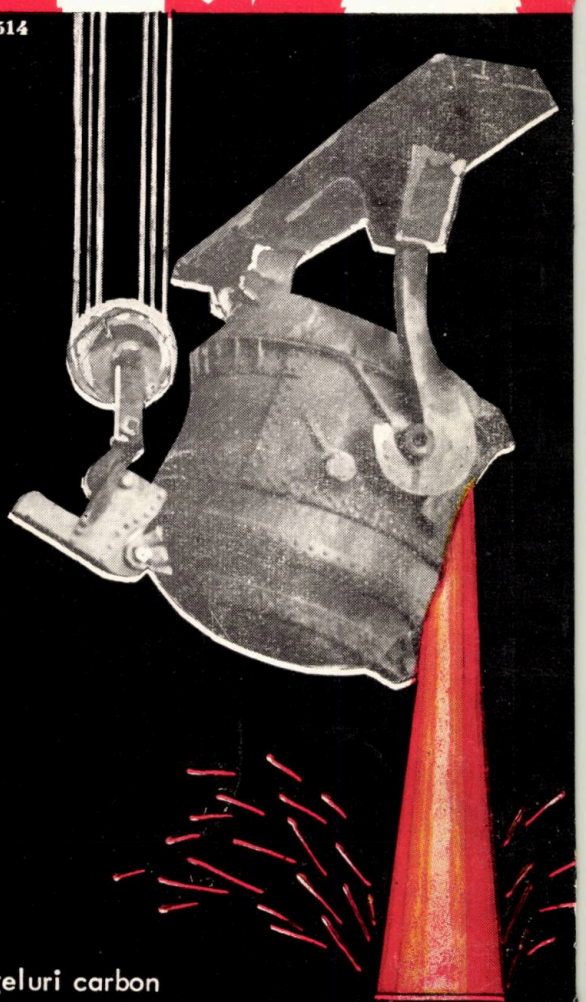
- operații de degroșare
- finisări de precizie
- lustruirea suprafețelor etc.

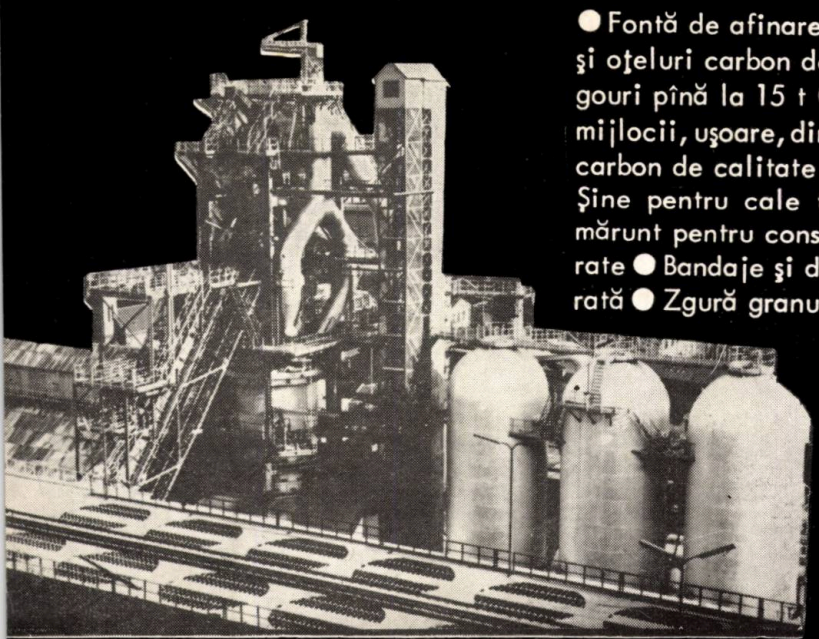
COMBINATUL SIDERURGIC

REŞIŢA

1975 APR 23

Adresa telegrafică: Contsid—Reşiţa ● Telefon: 11883; 12152; 11882; 13033 ● Telex: 013514
Reg com.: 4298/1954 Bucureşti—România ● Cont: B.N.R.S.R. Reşiţa 30.05.80.00





● Fontă de afinare ● Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 t ● Profile grele, mijlocii, uşoare, din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate ● Şine pentru cale ferată ● Material mărunt pentru construcţia căilor ferate ● Bandaje şi discuri de cale ferată ● Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC Reşiţa

E 3280

R

METALURGIA

REFERÁLVA

12

1974

Editor: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA METALURGICĂ

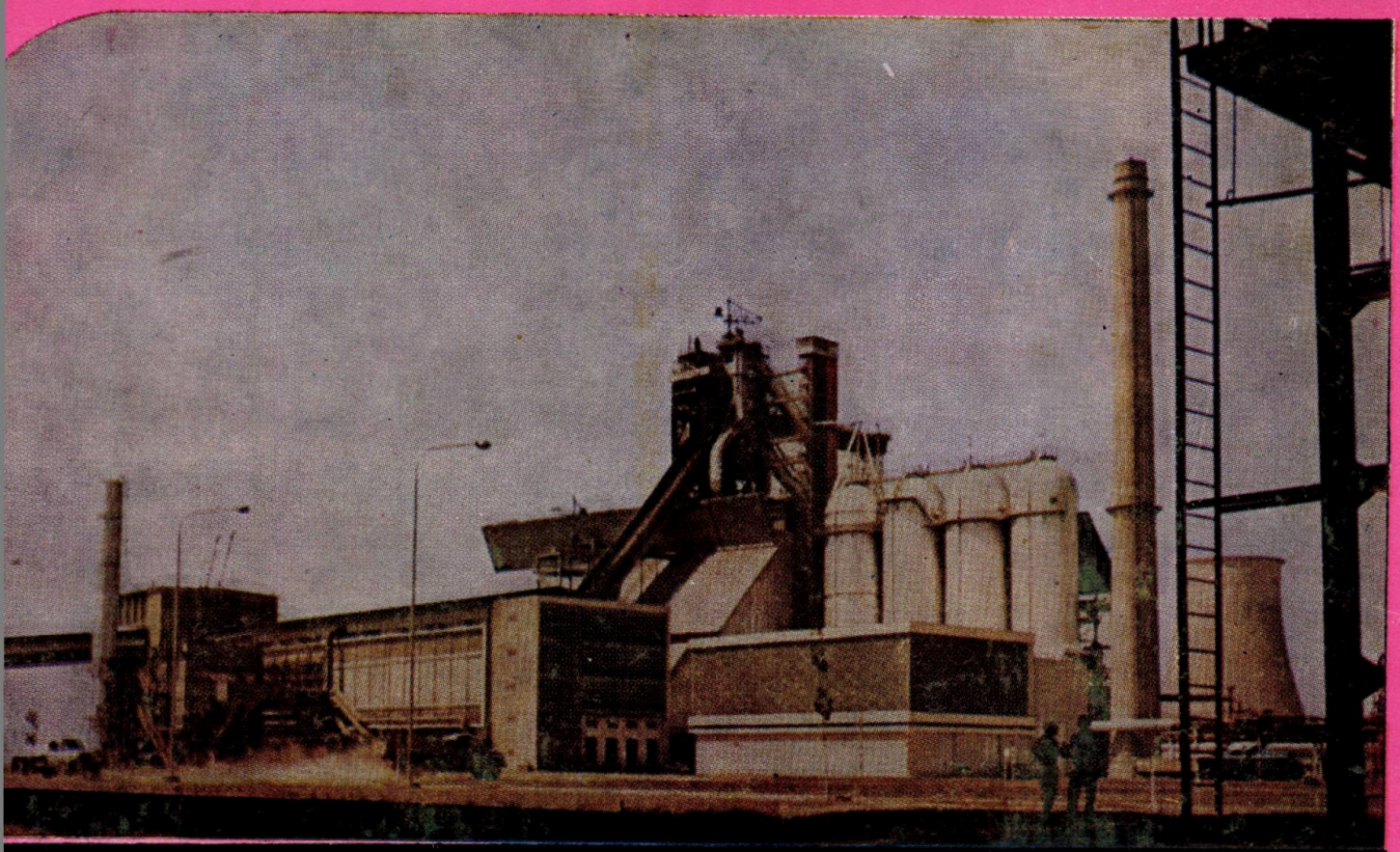


TABLE GROASE: ● de (6–240 mm)x(1 500–3 000 mm)x max. 15 000 mm ● din oţeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate şi aliate ● utilizate în construcţii mecanice, construcţii metalice, construcţii navale, cazane şi recipienţi sub presiune, ţevi sudate, utilaje rezistente la coroziunea atmosferică, oţeluri pentru îndoire la rece şi construcţii cu întrebuinţare generală.

BANDĂ IN RULOURI laminată la cald : ● de (1,5– 8 mm) x (700–1 500 mm) şi greutate max. 20t ● utilizată în construcţii mecanice şi metalice, construcţii de nave şi construcţii de cazane şi recipienţi sub presiune.

TABLE SI BENZI laminate la rece: ● de (0,3–3mm)x (700–1500 mm) ● utilizate pentru caroserii, construcţii metalice, ţevi sudate, profile îndoite, închideri de hale, aparataj electric, articole de uz casnic, acoperiri prin zincare, emailare etc.

TABLE IN FOI debitate din rulouri laminate la cald: ● de (1,5–8 mm)x(700–1 500 mm)x(2 000–10 000 mm)

SULFAT FEROS HEPTAHIDRATAT STAS 2189–68 : ● calitatea I şi II ● puritatea 98–99 % ● utilizabil la purificarea apei.

SULF ELEMENTAR în fulgi cu conţinut de minimum 99 % S, fără aciditate ● utilizabil în industria celulozei, fibrelor artificiale şi la prepararea acidului sulfuric.

APĂ AMONIACALĂ de concentraţie 20 % NH_3 ● utilizabilă în industria clorosodicilor.

SULFAT DE AMONIU cu conţinut de 20 % N_2 ● utilizabil ca îngrăşământ în agricultură.

GUDRON BRUT cu conţinut de minimum 55 % smoală ● utilizabil la fabricarea naftalinei şi a uleiurilor de absorbţie.

BENZEN BRUT avînd pînă la 80 % benzen tehnic şi 20 % toluen ● utilizabil în industria solvenţilor şi la rafinării.

COMBINATUL SIDERURGIC

GALAŢI

Telegraf : Combin Galaţi. Telefon : 18300, Telex : 015253 ; 015257

METALURGIA

Anul 26 Nr. 12 Decembrie 1974

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Urseanu A., Bocean V., Biriescu I. şi *Mihalcea P.*: **Eficienţa utilizării gazului metan la furnale** . . 685

Manolescu A., Falk E. Beliciu O. şi *Călinescu I.*: **Cercetări privind măcinarea cărbunilor în morile cu impact de la cocseria Combinatului siderurgic — Galaţi** 690

Geru N.: **Analiza roentgenografică a oţelurilor de matriţe Cr—Mo—V tratate termic** 695

Cosneanu C., Petrescu V., Sofroni L., Brabie V., Harbuz L. şi *Epurescu E.*: **Posibilităţi de îmbunătăţire a calităţii lingotierelor mari plate** 697

Vacniuc N. şi *Gross M.*: **Dezoxidarea oţelurilor carbon obişnuite şi slab aliate cu silicomangan ca înlocuitor complet al feromanganului** 702

ACTUALITĂŢI

Ionescu D., Podeanu C. şi *Trăistaru C.*: **Atmosfere de tratament termic avînd ca bază principiul piecurării** 706

Brănescu M.: **Elemente de tehnică nouă în industria cocsochimică cu efecte în economia de combustibili şi lărgirea bazei de materii prime pentru producerea cocsului de furnal** 710

Guţu M. şi *Guţu Ileana*: **Exprimarea matematică a ecruisării benzilor din oţel laminate la rece** 713

Pauncev E.: **Tehnologii moderne la Întreprinderea de prelucrare a aluminiului—Slatina** 716

REALIZĂRI TEHNICE

Cernat C., Capagea D. şi *Predoi I.*: **Cercetări privind folosirea deşeurilor de corhart la căptuşirea cuptoarelor cu inducţie cu creuzet** 719

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Drăghici N.: **Utilizarea buretelui de fier la elaborarea oţelului în cuptoarele electrice cu arc (II)** . . 724

Chira I. şi *Ripoşan I.*: **Unele aspecte referitoare la lianţii folosiţi pentru obţinerea formelor ceramice** 733

CRONICĂ

COMITETUL DE REDACȚIE

A. ANTONESCU, C. AVRAM, ȘT. CARDALEF, V. CHIRIȚĂ, VL. DAVID, A. DIJMĂRESCU, CTIN. DRAGOMIR, I. DRĂGAN, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. GROSU, VL. HOLBAN, A. IEREMIA, B. KONCZ, V. MARCU, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, IG. PAVONI, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Tehnoredactor: EC. CHIPARIZOPOL

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sector 1, Telefon: 13.09.25. Revista este editată de O.I.D. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Tiparul – Întreprinderea Poligrafică „Informația" str. Brezoianu nr. 23 – 25 Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

I.P.I. c. 1704

42406

SOMMAIRE

CD 669.162.2 : 662.767.1

Urseanu A., Bocean V., Biriescu I. et *Mihalcea P.* : **Efficience de l'utilisation du gaz méthane aux hauts forneaux.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 685–689

CD 622.333 : 539.378.6(498)

Manolescu A., Falk E. Beliciu O. et *Călinescu I.* : **Recherches concernant le broyage des charbons dans les broyeurs à impact à la cokerie du Complexe Sidérurgique – Galaţi.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 690–694

CD 669.14.018.25 : 543.422.8

Geru N. : **L'analyse roentgenographique des aciers à matrices Cr–Mo–V traités thermiquement.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 695–696

CD 621.744 : 658.562

Cosneanu C., Petrescu V., Sofroni L., Brabie V., Harbuz L. et *Epurescu C.* : **Possibilités d'amélioration de la qualité des grandes lingotières plates.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 697–701

CD 669.046.55 : 669.15–194

Vacniuc N. et *Gross M.* : **La désoxydation des aciers au carbone courants et faiblement alliés avec du silicomanganèse remplaçant complètement le ferro-manganèse.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 702–705

CD 621.78.062.3

Ionescu D., Podeanu C. et *Trăistaru C.* : **Atmosphères de traitement thermique sur le principe de l'égouttage.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 706–709

CD 662.7.003.1

Brănescu M. : **Les éléments de la technique nouvelle dans l'industrie du coke et leurs effets sur l'économie de combustible et sur l'agrandissement de la base de matières premières pour la fabrication du coke de haut fourneau.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 710–712

CD 621.771.2

Guţu M. et *Guţu Ileana* : **L'expression mathématique de l'ecrouissement des bandes en acier laminées à froid.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 713–715

CD 62 : 669.71(498)

Pauncev E. : **Technologies modernes à l'Entreprise de Transformation de l'Aluminium – Slatina.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 716–718

CD 621.365.5 : 66.043.1

Cernat C., Capagea D. et *Predoi I.* : **Recherches sur l'utilisation des déchets de corhart pour le revêtement des fours à induction à creuset.**

Metalurgia 26(1974), nr. 12, p. 719–723

CD 669.181.4 : 621.365.2

Drăghici N. : **L'utilisation de l'éponge de fer à l'élaboration de l'acier dans les four électriques à l'arc (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 724–732

CD 621.744.3 : 621.742.48

Chira I. et *Ripoşan I.* : **Quelques aspects concernant les liants utilisés dans la fabrication des formes céramiques.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 733–736

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.2 : 662.767.1

Урсяну А., Бочан В., Вириеску И. и *Михалча П.:* **Эффективность использования природного газа в доменных печах.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 685–689

ДК 622.333:539.379.6(498)

Манолеску А., Фалк Е., Белчу О. и *Келинеску И.:* **Исследования по помолу угля в ударных дробилках коксовальных печей Металлургического Комбината Галац.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 690–694

ДК 669.14.018.25 : 543.422.8

Джеру Н: **Рентгенографический анализ термообработанных хромомолибденованадиевых сталей для штамповок.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 695–696

ДК 661.744:658.562

Косяну К., Петреску В., Софрони Л., Брабие В., Харбуз Л. и *Епуреску К.:* **Возможности улучшения качества больших плоских изложниц.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 697–701

ДК 669.046.55:669.15–194

Вакнюк Н. и *Гросс М.:* **Раскисление обычных углеродистых и низколегированных сталей с силикомарганцем, заменяющим полностью ферромарганец.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 702–705

ДК 621.78.062.3

Ионеску Д., Подяну К. и *Трэистару К.:* **Атмосферы термической обработки на основе принципа капели.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 706–709

ДК 662.74.003.1

Брэнеску М.: **Элементы новой техники в коксохимической промышленности сказывающиеся на экономии топлива и расширении сырьевой базы для производства доменного кокса.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 710–712

ДК 621.771.23

Гуцу М. и *Гуцу Илияна:* **Математическое выражение упорчнения холоднокатанных стальных лент.**

Metalurgia (1974), nr. 12, p. 713–715

ДК 62:669.71(498)

Паунчев Е.: **Современные технологии на Предприятии по переработке алюминия — Слатина.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 716–718

ДК 621.365.5:66.043.1

Чернат К., Кападжся Д. и *Предой И.:* **Исследования по использованию отходов корхарта для футеровки индукционных тигельных печей.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 719–723

ДК 669.181.4:621.365.2

Дрэгин Н.: **Использование губчатого железа при выплавке стали в электро-дуговых печах (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 724–732

ДК 621,744.3:621.742.48

Кира И. и *Рипошан И.:* **Некоторые аспекты, касающиеся связок, используемых при получении керамических форм.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 733–736

INHALT

DK 669.162.2 : 662.767.1

Urseanu A., Bocean V., Biriescu I. und *Mihalcea P.*: **Nutzungsgrad des Methangases im Hochofen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 685–689

DK 622.333 : 539.379.6(498)

Manolescu A., Falk E., Beliciu O. und *Călinescu I.*: **Untersuchungen über die Kohlenzerkleinerung mittels Schlagmühlen im Eisenhüttenkombinat – Galatz.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 690–694

DK 669.14.018.25 : 543.422.8

Geru N.: **Roentgenanalyse der wärmebehandelten Cr – Mo – V – Matrizenstähle.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 694–696

DK 621.744 : 658.562

Cosneanu C., Petrescu V., Sofroni L., Brabie V., Harbuz L. und *Epurescu C.*: **Güteverbesserung der grossen Flachkokillen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 697–701

DK 669.046.55 : 669.15–194

Vacniuc N. und *Gross M.*: **Desoxydation der Kohlenstoffstähle und der niedriglegierten Stähle mit Mangansilizium als Ersatz von Ferromangan.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 702–705

DK 621.78.062.3

Ionescu D., Podeanu C. und *Trăistaru C.*: **Wärmebehandlungsatmosphären auf Auftropfbasis.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 706–709

DK 662.74.003.1

Brănescu M.: **Einführung der modernen Technik in der kokschemischen Industrie und ihr Einfluss auf die Kohlenwirtschaft bzw. auf die Erweiterung der Rohstoffbasis für die Erzeugung des Hochofenkokses.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 710–712

DK 621.771.23

Guțu M. und *Guțu Ileana*: **Mathematische Darstellung der Kalthärtung kaltgewalzter Stahlbänder.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 713–715

DK 62 : 669.71(498)

Pauncev E.: **Moderne Technologien im Aluminium – Verarbeitungswerk – Slatina.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 716–718

DK 621.365.5 : 66.043.1

Cernat C., Capacea D. und *Predoi I.*: **Untersuchungen über die Anwendung der Corhart – Abfälle bei der Auskleidung von Induktions – Tiegelöfen.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 719–723

DK 669.181.4 : 621.365.2

Drăghici N.: **Eisenschwamm – Einsatz bei der Stahlerzeugung in Lichtbogenöfen (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 724–732

DK 621.744.3 : 621.742.48

Chira I. und *Ripoșan I.*: **Einige Gesichtspunkte im Zusammenhang mit den bei der Herstellung von keramischen Formen benützten Bindemitteln.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 733–736

CONTENTS

DC 669.162.2 : 662.767.1

Urseanu A., Bocean V., Biriescu I. and *Mihalcea P.* : **The efficieney of using natural gas in blast furnaces.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 685–689

DC 622.333 : 539.378.6(498)

Manolescu A., Falk E., Beliciu O. and *Călinescu I.* : **Researches regarding coal milling at the impact mills of the coking plant — Galaţi.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 690–694

DC 669.14.018.25 : 543.422.8

Geru N. : **X rays analysis of heat treated die steels Cr — Mo — V.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 695–696

DC 621.744 : 658.562

Cosneanu C., Petrescu V., Sofroni L., Brabie V., Harbuz L. and *Epurescu C.* : **Possibilities of improving the quality of large flat moulds.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 697–701

DC 669.046.55 : 669.15–194

Vacniuc N. and *Gross M.* : **Deoxidation of carbon steels and low alloy steels with silico-manganese as a full substitute of ferromanganese.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 702–705

DC 621.78.062.3

Ionescu D., Podeanu C. and *Trăistaru C.* : **Heat treatment atmospheres based on the principle of dropping.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 706–709

DC 662.74.003.1

Brănescu M. : **Elements of new technology in the coke-chemical industry with results in savings of fuels and in the expand of raw materials base for blast furnace-coke**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 710–712

DC 621.771.23

Guţu M. and *Guţu Ileana* : **Mathematical expression of strain hardening of cold rolled steel strips.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 713–715

DC 62 : 669.71(498)

Pauncev E. : **Modern technologies at the Aluminium Processing Works — Slatina.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 716–718

DC 621.365.5 : 66.043.1

Cernat C., Capagea D. and *Predoi I.* : **Researches regarding the use of corhart waste products at the crucible induction furnaces lining.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 719–723

DC 669.181.4 : 621.365.2

Drăghici N. : **The utilization of sponge iron in electric-arc furnaces steelmaking (II).**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 724–732

DC 621.744.3 : 621.742.48

Chira I. and *Ripoşan I.* : **Some aspects regarding binding agents used in manufacturing of ceramic moulds.**

Metalurgia 26 (1974), nr. 12, p. 733–736

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁRES DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

METALURGIA 12 1974

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Ing. A. Urseanu, ing. V. Bocean, ing. I. Biriescu
şi P. Mihalcea
Combinatul siderurgic — Reşiţa

Eficienţa utilizării gazului metan la furnale

CZ 669.162.2:662.767.1

Consumul specific de cocs tehnic la furnalele de la C.S.R. a fost în anul 1971 de 591,97 kg/t, în 1972 de 587,42 kg/t, iar în primele luni ale anului 1973 de 565,19 kg/t.

La această reducere a consumului specific de cocs, pe lîngă alţi factori, a participat şi creşterea consumului de gaz metan.

În problema influenţei consumului de gaz metan asupra consumului specific de cocs se poate arăta că în anul 1971 consumul de gaz metan a fost de 43,38 l/Nm³ aer insuflat, în 1972 de 48,07 l/Nm³, iar în primele luni ale anului 1973 de 51,24 l/Nm³ aer insuflat.

Faţă de această situaţie este necesar să se cunoască dacă consumul actual de gaz metan, în condiţiile de încărcătură date şi de temperatură realizabilă a aerului insuflat, poate fi mărit în mod avantajos din punct de vedere economic, în scopul reducerii în continuare a consumului specific de cocs.

Întrucît gazul metan se introduce rece în creuzetul furnalului, iar pe de altă parte pentru disociere mai consumă 815 kcal/Nm³, rezultă că prin arderea sa se obţine:

$CH_4 + 1/2\ O_2 = CO + 2\ H_2 + 9\,840$ kcal... 820 kcal/kg C, pe cînd la arderea carbonului din cocs se obţine:

$C + 1/2\ O_2 = CO + 28\,080$ kcal...2 340 kcal/kg C.

Ţinînd seamă şi de faptul că prin arderea gazului metan se obţine un volum de gaze de 1,7 ori mai mare decît la arderea cărbunelui din cocs, rezultă că prin arderea gazului metan se obţine o temperatură a gazelor mult mai mică decît prin arderea cocsului.

Pentru a menţine aceeaşi temperatură în zona de ardere este necesară o creştere corespunzătoare a temperaturii aerului insuflat. În mod aproximativ se consideră că 1 l de gaz metan la 1 Nm³ aer insuflat necesită ridicarea temperaturii acestuia din urmă cu 7,5°C. Cantitatea maximă de gaz metan, care poate fi introdusă în creuzetul furnalului pentru o anumită temperatură a aerului insuflat, depinde de capacitatea zonei de ardere de a asigura arderea integrală a carbonului obţinut prin disociere. Aceasta depinde de modul cum se face amestecarea gazului metan cu aerul la intrarea în zona de ardere, precum şi de mărimea ei, temperatura, cantitatea de oxigen, caracterul mişcărilor de circulaţie etc.

Cantitatea de carbon (respectiv de cocs metalurgic), înlocuită prin gazul metan, constă din cantitatea de carbon din gazul metan ars (1 kg C ars în furnal degajă 7 950 η_e kcal, unde η_e = randamentul carbonului) şi din echivalentul în carbon al hidrogenului oxidat care a participat la reducerile indirecte (2 560 kcal/Nm³ H_2), considerînd că suplimentul de căldură consumată pentru încălzirea şi disocierea gazului metan a fost compensat prin creşterea corespunzătoare a temperaturii aerului insuflat.

Prin calcule se poate determina atît cantitatea maximă de gaz metan posibil de adăugat pentru o anumită temperatură a aerului insuflat, cît şi valoarea maximă a coeficientului de înlocuire a cocsului prin gaz metan, dar nu se pot prinde în aceste calcule nici valoarea capacităţii reale de ardere integrală a gazului metan în zona de ardere şi nici mărimea reală a reducerilor indirecte cu hidrogen.

Determinînd în mod practic variaţia coeficientului de înlocuire a cocsului cu creşterea consumului de gaz metan pentru un anumit nivel de temperatură a aerului insuflat în condiţiile furnalelor de la C.S.R., pot fi stabilite elementele necesare pentru calculul economic al rentabilităţii creşterii proporţiei volumetrice de gaz metan adăugat.

Experimentările au fost efectuate la furnalul nr. 2 de 700 m³ de la C.S.R. Pentru a stabili consumul de gaz metan, care va contribui la reducerea consumului de cocs, au fost efectuate experimentări la scară industrială pe o perioadă de 37 zile.

Consumul de gaz metan s-a mărit din 10 în 10 zile de la 4,5 pînă la 6%, iar ceilalți parametri de funcționare ai furnalului s-au menținut într-un domeniu mai restrîns de variație, specific condițiilor de la C.S.R.

În această perioadă media zilnică a consumului de gaz metan a variat între 72,84 și 103,64 Nm³/t, iar ceilalți parametri au variat în următoarele limite: consumul de aglomerat, de la 1 520,8 pînă la 2 002,12 kg/t fontă; scoaterea, de la 45,47 pînă la 49,17%; temperatura aerului insuflat, de la 1 055 pînă la 1 095°C; productivitatea, între 842 și 1 453 t/zi; consumul specific de cocs tehnic, între 534,13 și 601,22 kg/t.

Media zilnică a compoziției chimice a fontei din perioada experimentală a variat în următoarele limite: siliciul, între 0,72 și 0,94%; manganul, între 0,23 și 0,39%, iar sulful, între 0,018 și 0,049%;

Datele medii ale perioadei experimentale sînt prezentate în tabela 1.

Pentru a putea determina cantitativ legătura dintre consumul specific de cocs și cantitatea de gaz metan adăugat, s-a luat în considerație, prin metoda de corelație grafică, o relație multiplă a unor variabile independente: scoaterea, conținutul de siliciu, consumul de gaz metan, temperatura aerului insuflat; consumul de aglomerat, conținutul de sulf din cocs, conținutul de cenușă a cocsului și intensitatea de ardere a carbonului [2].

Datele primare ale celor 37 de zile, datorită unor fenomene de inerție a furnalului, au fost grupate pe medii a cîte patru zile fiecare, astfel încît anumite variații mai sensibile în conducerea furnalului să fie diminuate.

Din cele 37 de valori ale consumului de gaz metan s-a construit histograma din figura 1.

Din histograma datelor individuale se constată că distribuția de frecvență prezintă un singur maxim în partea centrală. Distribuția datelor se poate considera normală.

În tabela 2 sînt prezentați parametrii medii cu care a fost efectuată analiza de corelație grafică.

În figura 2 este redat rezultatul calculului grafic al corelației multiple [3] dintre variabila dependentă (consumul specific de cocs tehnic) și variabilele independente (scoaterea, conținutul de siliciu, consumul de gaz metan, temperatura aerului suflat).

Se observă că relația între consumul de gaz metan și cel de cocs este reprezentată printr-o curbă.

Prin creșterea consumului de gaz metan este necesară o creștere a temperaturii aerului insuflat [4]. Metoda analizei de corelație grafică prezintă variația consumului specific de cocs în funcție de cea a gazului metan fără influența celorlalți factori tehnologici.

După cum se observă în figura 3 (sau fig. 2 și 3), cu creșterea consumului de gaz metan se obțin reduceri descrescătoare ale consumului specific de cocs.

Printr-o creștere a consumului de gaz metan cu 25,35 Nm³t de la 45 la 60 l/Nm³ aer insuflat se obține o reducere a consumului specific de cocs cu 17,6 kg/t, adică în medie cu 1,173 kg

Tabela 1

Indicatori	Unitate de măsură	Valori medii
Încărcătura specifică totală	kg/t	2 126,00
Aglomeratul	kg/t	1 789,80
Minereul	kg/t	201,29
Adaosurile metalice	kg/t	106,82
Calcarul	kg/t	49,41
Scoaterea din încărcătura totală	%	47,03
Procentul de aglomerat	%	83,80
Parametrii aerului suflat:		
— debit	Nm³h	71 087
— temperatură	°C	1,073
— presiune	kg/cm²	1,69
Producția zilnică	t/zi	1 005,92
Indicele de utilizare	t/m³zi	1,4367
Consumul de gaz metan	Nm³/t	89,95
Consumul de gaz metan	l/Nm³aer	52,22
Intensitatea de ardere a carbonului	t C/m³zi	0,75986
Compoziția fontei:		
— siliciu	%	0,808
— mangan	%	0,27
— sulf	%	0,033
Compoziția zgurei:		
— CaO	%	48,51
— SiO_2	%	39,08
— Al_2O_3	%	8,78
— bazicitate	CaO/SiO_2	1,242
Cantitatea de zgură	kg/t	726
Parametrii gazului de furnal:		
— presiunea	kg/cm²	0,82
— temperatura	°C	255,8
Compoziția chimică a gazului:		
— CO_2	%	13,91
— CO	%	22,17
— H_2	%	6,35
Calitatea medie a cocsului:		
— cenușă	%	12,27
— sulf	%	1,239
Granulația aglomeratului:		
— 0— 5 mm	%	21,54
— 5—10 mm	%	27,91
— > 10 mm	%	50,55
Consumul specific de cocs:		
— cocs aprovizionare	kg/t	666,95
— cocs tehnologic	kg/t	600,26
— cocs tehnic	kg/t	556,23

cocs pentru o creștere a gazului metan cu 1 l/Nm³ aer insuflat.

Producția medie realizată este de 1 005,92 t, ceea ce pe o oră reprezintă 41,91 t/h.

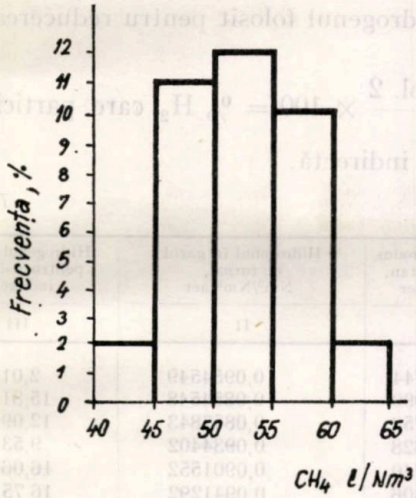


Fig. 1. Histograma distribuției frecvenței consumului de gaz metan.

unde : K_1 este consumul de cocs în perioada de referință, kg/t ;

K_2 — consumul de cocs în perioada experimentală, kg/t ;

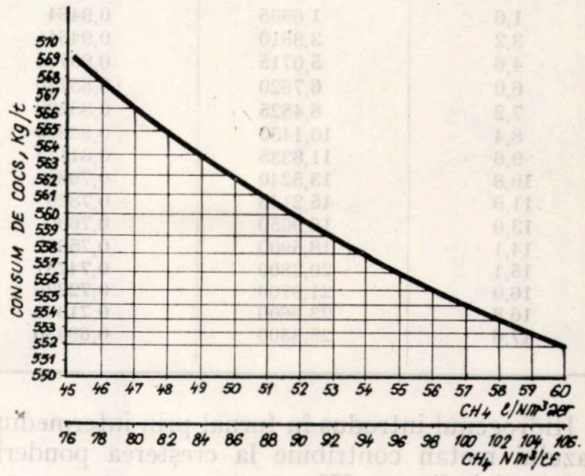


Fig. 3. Variația consumului specific de cocs în funcție de creșterea consumului de gaz metan.

Tabela 2

Consumul de cocs, kg/t	Scoaterea, %	Si, %	CH_4 l/Nm³ aer	Temperatura, °C	Aglomeratul, kg/t	Sulf în cocs, %	Cenușă în cocs, %	Intensitatea de ardere, kgC/m³ zi
574,78	45,47	0,91	48,77	1 070	1 708,1	1,163	11,56	0,7581
564,25	47,18	0,82	50,45	1 075	1 837,4	1,170	11,79	0,7365
553,82	49,17	0,72	48,79	1 068	1 782,9	1,159	12,08	0,7741
547,48	48,66	0,73	51,64	1 075	1 695,8	1,135	12,65	0,7780
563,18	46,30	0,94	53,70	1 062	1 762,1	1,176	12,42	0,7196
552,05	45,98	0,82	56,53	1 074	1 719,6	1,212	12,53	0,7372
547,62	47,68	0,74	59,53	1 076	1 893,2	1,371	12,50	0,7464
550,25	47,17	0,76	53,78	1 076	1 856,9	1,391	12,66	0,7454
552,62	46,84	0,83	46,77	1 086	1 852,3	1,376	12,23	0,8435

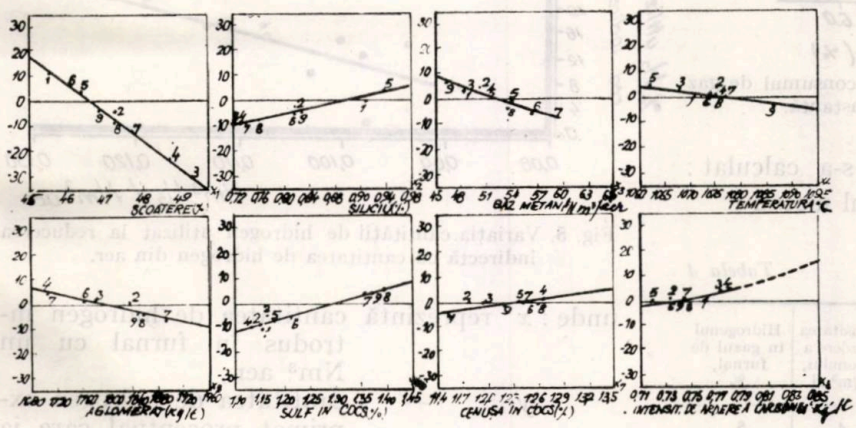


Fig. 2. Variația consumului de cocs tehnic cu diferiți factori, determinat prin metoda de analiză a corelației grafice.

Pe tona de fontă revine un debit mediu de aer de 1 690,5 Nm³, respectiv 1,6905 Nm³ CH_4/t în ipoteza creșterii consumului de gaz metan cu 1 l/Nm³ aer insuflat.

În tabela 3 sînt trecuți coeficienții de înlocuire [1] calculați cu formula :

$$i = \frac{K_1 - K_2}{M_2 - M_1}$$

M_1 — consumul de gaz metan în perioada de referință, Nm³/t ;

M_2 — consumul de gaz metan în perioada experimentală, Nm³/t.

În figura 4 este prezentată corelația dintre coeficienții de înlocuire și consumul de gaz metan, exprimată în procente pentru aceeași temperatură a aerului insuflat.

Tabela 3

$K_1 - K_2$, kg/t	$M_2 - M_1$, Nm³/t	i
1,6	1,6905	0,9464
3,2	3,3810	0,9464
4,6	5,0715	0,90703
6,0	6,7620	0,88730
7,2	8,4525	0,85200
8,4	10,1430	0,82800
9,6	11,8335	0,81125
10,8	13,5240	0,79858
11,9	15,2145	0,7820
13,0	16,9050	0,7690
14,1	18,5900	0,7580
15,1	20,2800	0,74757
16,0	21,9700	0,72826
16,8	23,6600	0,71000
17,6	25,3500	0,69430

Hidrogenul introdus în furnal prin intermediul gazului metan contribuie la creșterea ponderii reducerii indirecte [5].

Pentru a pune în evidență cantitatea de hidrogen care ia parte la reducerea indirectă, cu ajutorul datelor medii din tabela 4, s-a calculat:

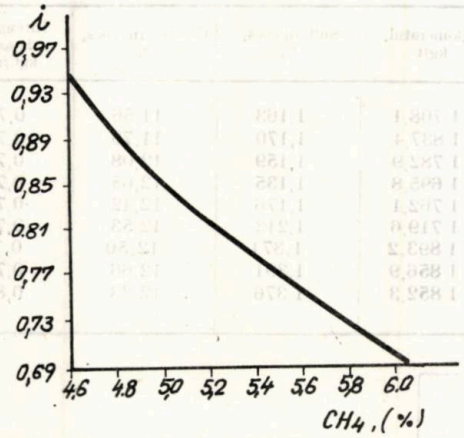


Fig. 4. Corelația coeficienților de înlocuire și consumul de gaz metan, la temperatura aerului constantă.

I. Hidrogenul introdus prin gazul metan

(col. 1) × 2 = Nm^3H_2/Nm^3 aer

Tabela 4

Nm^3CH_4/Nm^3aer	Gaz furnal, Nm^3/t	Aer, Nm^3/t	Intensitatea de ardere a carbonului, t C/m³ zi	Hidrogenul în gazul de furnal, %
1	2	3	4	5
0,04872	2533,10	1750,90	0,7581	6,6
0,05045	2397,25	1711,20	0,7365	6,1
0,04879	2380,80	1692,88	0,7441	6,1
0,05164	2418,74	1604,88	0,7780	6,2
0,05370	2478,42	1841,80	0,7196	6,7
0,05635	2414,98	1693,30	0,7372	6,6
0,05953	2395,20	1770,70	0,7464	6,9
0,05378	2380,08	1679,60	0,7454	6,4
0,04677	2321,49	1636,50	0,7367	5,6

II. Hidrogenul în gazul de furnal

$$\frac{\text{col. 2}}{\text{col. 3}} \times \frac{\%\ H_2}{100} = Nm^3\ H_2/Nm^3\ \text{aer}$$

III. Hidrogenul folosit pentru reducerea indirectă

$$\frac{\text{col. 1} - \text{col. 2}}{\text{col. 1}} \times 100 = \%\ H_2$$ care participă la reducerea indirectă.

Tabela 5

Hidrogenul introdus prin gazul metan, Nm^3/Nm^3 aer	Hidrogenul în gazul de furnal, Nm^3/Nm^3 aer	Hidrogenul folosit pentru reducerea indirectă
I	II	III
0,09744	0,0954549	2,01
0,10090	0,0854548	15,31
0,09758	0,0857843	12,09
0,10328	0,0934402	9,53
0,10740	0,0901552	16,06
0,11306	0,0941292	16,75
0,11906	0,0933363	21,61
0,10756	0,0906868	15,69
0,09354	0,0794416	15,07

La întocmirea calculelor s-au considerat constituenți următorii factori: hidrogenul care se consumă pentru formarea hidrocarburilor în gazul de furnal; hidrogenul adus de cocs; umiditatea, obținînd rezultatele din tabela 5.

$100\,y = 43\,199{,}9\,x - 3\,131{,}97$ cu un coeficient de corelație $\gamma = 0{,}642$

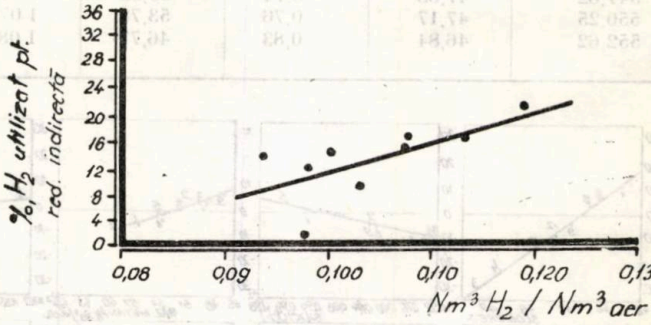


Fig. 5. Variația cantității de hidrogen utilizat la reducerea indirectă cu cantitatea de hidrogen din aer.

unde: x reprezintă cantitatea de hidrogen introdus în furnal cu un Nm^3 aer;

y — cantitatea de hidrogen exprimat procentual care ia parte la reducerea indirectă.

Din figura 5 se constată că participarea hidrogenului la reducerea indirectă crește odată cu cantitatea de gaz metan.

În figura 6 se prezintă cantitatea de hidrogen (y) exprimat procentual, care ia parte la reducerea indirectă în funcție de intensitatea de ardere a carbonului.

Dispunerea punctelor ar părea să impună funcționarea furnalului cu o intensitate de ardere în domeniul economic (0,70—0,73), determinat într-o altă lucrare, pentru folosirea mai eficientă a hidrogenului din gazul metan.

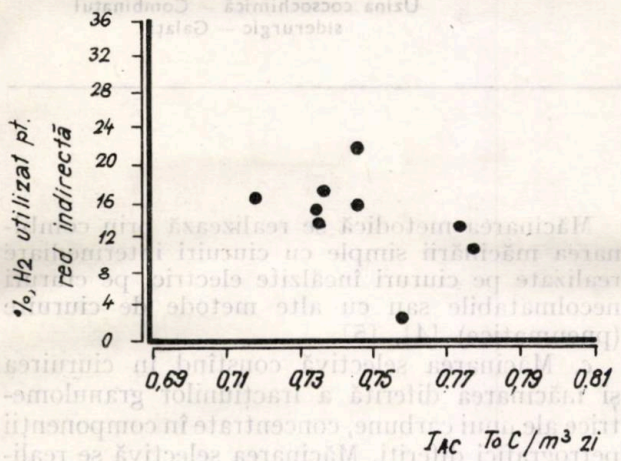


Fig. 6. Variația cantității de hidrogen care ia parte la reducerea indirectă în funcție de intensitatea de ardere a carbonului.

Întrucît valorile cele mai ridicate ale procentajului de hidrogen care participă la reducerea indirectă se plasează în jurul valorii intensității de ardere de 0,74 t C/m³ · zi, apare, și din punctul de vedere al măririi coeficientului de înlocuire a gazului metan, avantajoasă funcționarea furnalului în domeniul economic (0,70—0,73 t C/m³ zi).

Cantitatea de gaz metan de 105,5 Nm³/t, fiind calculată din media a patru zile consecutive de funcționare efectivă a furnalului, unde consumul de gaz metan prezenta variații în limite largi, se consideră că reprezintă o valoare maxim posibilă care trebuie verificată practic printr-o perioadă mai îndelungată de funcționare a furnalului, putîndu-se stabili și eventuale perturbații care pot fi generate de acest consum ridicat de gaz metan.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dobrovici D., Ionilă G. și Dijmărescu A. *Considerații în legătură cu intensitatea de funcționare a furnalelor.* Metalurgia, nr. 3, 1971, p. 137—141.

[2] Knolek M., Voiţa R. și Seft I. *Metode statistico-matematice pentru analizarea proceselor siderurgice.* București, I.D.T., 1964.

[3] Rancu N. și Tövissi L. *Statistica matematică cu aplicații în producție.* București, Ed. Academiei R.S.R., 1963.

[4] Bealii L. A. *Consumul optim de gaz natural la furnale.* Stal, nr. 3, 1973, p. 197—203.

[5] Roik I. O. și Brassert I. E. *Insuflarea în furnal a gazului natural pregătit cu oxigen sau a combustibilului lichid.* Iron and Steel Engineer, dec. 1952, p. 75—80.

[6] Wavynski G. *Progrès realisés dans le domaine de haute fourneaux de la fonte au Japon.* C.D.S., nr. 5, 1967.

Cercetări privind măcinarea cărbunilor în morile cu impact de la cocseria Combinatului siderurgic—Galați

Ing. A. Manolescu, dr. ing. E. Falk
Institutul de cercetări metalurgice — București

ing. O. Beliciu și ing. I. Călinescu
Uzina cocsochimică — Combinatul siderurgic — Galați

CZ 622.333 : 539.378.6 (498)

Amestecul de cărbuni cocsificat la cocseria de la C. S. Galați conține huile de gaz (cărbuni indigeni tip L.U.B., import din grupa 34), huile de cocs (import din grupa 35), huile degresante (cărbuni tip Vitezni) și componenți intermediari care nu pot fi încadrați în nici una din grupele sus-menționate.

Este cunoscut faptul că producerea cocsului de calitate din amestecuri complexe de cărbuni impune o cît mai bună omogenizare a acestora [1]. Aceasta presupune măcinarea fină și amestecarea cărbunilor măcinați. Măcinarea avansată duce la formarea unor cantități mari de fracție fină (0—0,5 mm) și la diminuarea însușirilor de cocsificare, asigurate pe seama participației cărbunilor din import. Această măcinare are deci, din punct de vedere tehnologic, efect negativ asupra caracteristicilor cocsului. Contradicția se rezolvă limitînd dimensiunile maxime ale granulelor și punînd condiția ca măcinarea să decurgă în așa fel încît să se formeze cantități optime de fracție fină (0—0,5 mm) [3]. Datele din literatura de specialitate și cercetările ICEM arată că pentru cocsificarea ștampată poate fi considerată granulație optimă, curba granulometrică caracterizată printr-un conținut minim de fracție peste 3 mm, 85—90% fracție sub 2 mm și maximum 40—50% fracție 0—0,5 mm. Această curbă granulometrică se poate realiza prin următoarele variante tehnologice de măcinare :

a. Măcinarea simplă prin trecerea cărbunilor, o dată sau de mai multe ori, printr-una sau mai multe mori. Această schemă se aplică atunci cînd nu se pun probleme deosebite în legătură cu granulația măcinatului sau calitatea cocsului. Măcinarea simplă se realizează în mori cu ciocane sau mori cu impact.

b. Măcinarea metodică constînd în ciuruirea cărbunilor la N mm (de exemplu 3 mm), măcinarea refuzului într-un concasor cu sau fără recircularea măcinatului. Acest tip de măcinare se numește și măcinare menajată deoarece urmărește evitarea măruntirii excesive a cărbunilor. Cînd tehnologia se aplică la pregătirea întregii șarje de cărbuni, dozată și amestecată în prealabil, procedeul este denumit „măcinare globală", iar cînd se aplică fiecărui component este denumit „măcinare diferențială".

Măcinarea metodică se realizează prin combinarea măcinării simple cu ciuruiri intermediare realizate pe ciururi încălzite electric, pe ciururi necolmatabile sau cu alte metode de ciuruire (pneumatice) [4], [5].

c. Măcinarea selectivă constînd în ciuruirea și măcinarea diferită a fracțiunilor granulometrice ale unui cărbune, concentrate în componenții petrografici diferiți. Măcinarea selectivă se realizează cu același tip de agregate ca și măcinarea metodică [4].

Este evident că cea mai simplă schemă de pregătire este schema măcinării simple. Ea se complică și devine costisitoare atunci cînd măcinarea nu se realizează printr-o singură trecere prin moară, cînd sînt necesare fie mai multe mori amplasate în serie, fie trasee complicate de benzi pentru recircularea cărbunilor.

Eficiența schemelor de măcinare metodică și selectivă este condiționată de productivitatea ciururilor care lucrează în condiții foarte grele. Soluția ciururilor încălzite electric este costisitoare, iar soluția ciururilor necolmatabile, puțin experimentată.

În scopul evitării neajunsurilor sus-menționate, au fost concepute și construite în U.R.S.S. și R.P.P. ciururi pneumatice fără ca utilajele respective să fie încercate la scară industrială.

Dezavantajul măcinării repetate în mori cu ciocane (mărunțire excesivă) și problemele ridicate de ciuruirea cărbunilor au fost ocolite prin conceperea și construirea morilor cu impact a căror schemă este dată în figura 1 [6], [7].

În moară măcinarea se realizează prin lovirea particulelor de cărbune de barele de șoc *1*, antrenarea lor în mișcarea de rotație și lovirea lor repetată de carcasa de șoc a morii (*2* și *3*).

Șocul impactului depinde de energia cinetică imprimată particulei de cărbune :

$$E_c = \frac{m v^2}{2}$$

unde : E_c este energia cinetică ;
m — masa particulei ;
v — viteza particulei ;
d — dimensiunea particulei.

Şocul este proporţional cu masa particulei care depinde de dimensiunea şi de densitatea particulei.

Se macină, deci, de preferinţă particule mari sau la dimensiuni egale particulele mai grele (steril, componenţi petrografici inerţi etc.).

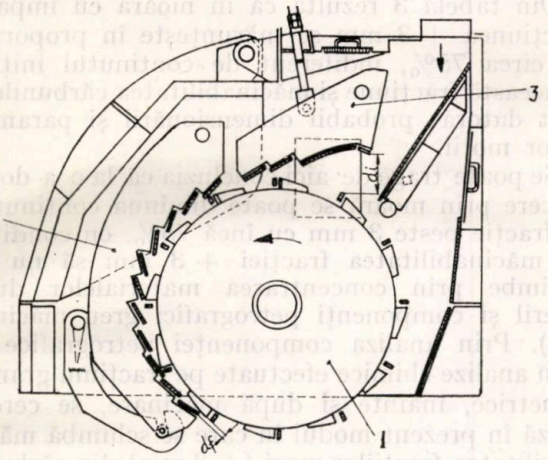


Fig. 1. Schema unei mori cu impact: d_1 — distanţa de intrare; d_f — distanţa de ieşire; *1* — rotor; *2* — carcasă de şoc; *3* — placa de intrare.

Mori de acest tip folosite de circa 15 ani cu rezultate bune în industria cocsochimică din R.F.G. [8] au fost alese de către IPROMET pentru măcinarea cărbunilor la cocseria C. S. Galaţi. S-au înlocuit astfel pentru prima oară în industria cocsochimică din R. S. România tradiţionalele mori cu ciocane cu un nou tip de agregat de măcinare, rezultînd pentru cercetare următoarele probleme:

— stabilirea măsurii în care agregatele satisfac garanţiile furnizorului;

— influenţa parametrilor de măcinare asupra granulaţiei cărbunilor măcinaţi;

— stabilirea măsurii în care se asigură cu agregatele existente la U.C.C. — C.S.G. granulaţia prescrisă pentru şarjă.

Influenţa parametrilor de măcinare asupra granulaţiei cărbunilor măcinaţi în morile cu impact de la U.C.C.—C.S.G.

Rezultatul măcinării depinde, conform datelor din literatura de specialitate, de: natura şi respectiv măcinabilitatea cărbunilor; granulaţia iniţială a cărbunilor; influenţa umidităţii cărbunilor; influenţa parametrilor morii.

Influenţa măcinabilităţii cărbunilor. Gradul de incarbonizare şi compoziţia petrografică a cărbunilor determină măcinabilitatea acestora. S-au determinat compoziţiile petrografice ale cărbunilor cocsificaţi la U.C.C. — C.S.G. (tabela 1) şi măcinabilitatea după metoda ASTM D 441—45 (fig. 2).

Din tabela 1 rezultă că în special cărbunii Doubrava se caracterizează printr-un conţinut

Tabela 1

Denumirea cărbunilor	Gradul de incarbonizare V^{mc}, %	Componenţi petrografici, %			
		Vitrit	Exinit	Inertit	Componenţi minerali
L.U.B.	41,86	86,30	3,20	0,30	10,20
R.S.C.S.—Doubrava	32,60	63,85	6,01	22,93	6,21
U.R.S.S.—Pj	33,27	72,80	7,50	9,00	10,70
U.R.S.S.—K	22,30	85,85	0,21	9,44	4,50
R.S.C.S.—Vitezni	21,50	79,50	0,50	13,80	6,20
S.U.A.	24,60	76,48	1,77	17,40	4,35

Obs. Determinările au fost efectuate în cadrul colaborării între ICEM şi I.P. Bucureşti.

mare de componenţi petrografici care se macină greu. Vitritul cărbunilor L.U.B., fiind într-un stadiu mai puţin avansat de incarbonizare decît vitritul celorlalţi cărbuni, rezultă că şi aceşti cărbuni au măcinabilitate mică.

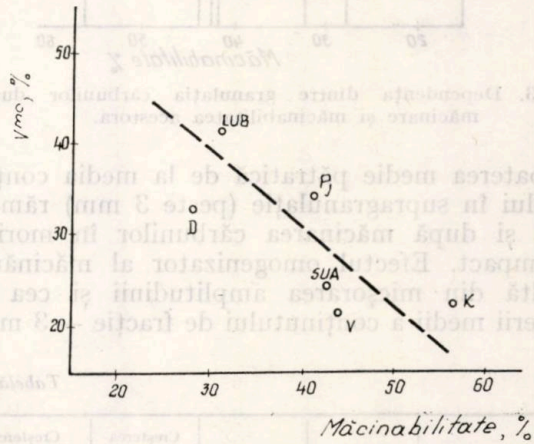


Fig. 2. Dependenţa dintre măcinabilitatea cărbunilor şi gradul lor la incarbonizare.

Datele din figura 2 confirmă cele de mai sus şi arată că măcinabilitatea cărbunilor este direct proporţională cu stadiul lor de metamorfozare. Dispersia punctelor din figura 2 în jurul dreptei de regresie este determinată de compoziţia petrografică, independentă de stadiul de incarbonizare şi de faptul că majoritatea componenţilor sînt la rîndul lor amestecuri de cărbuni.

Dependenţa granulaţiei cărbunilor măcinaţi, în condiţiile în care restul parametrilor rămîn neschimbaţi de măcinabilitatea acestora, rezultă din datele prezentate grafic în figura 3.

Din figura 3 rezultă necesitatea măcinării cărbunilor L.U.B. şi Doubrava în condiţii diferite de cele ale măcinării restului de cărbuni. Această condiţie a fost impusă prin tema de proiectare a cocseriei C.S.G. şi trebuie să fie rezolvată prin intercalarea ciururilor necolmatabile şi recircularea fracţiei peste 3 mm în morile cu impact (măcinare metodică).

Modificarea parametrilor morii a urmărit evidenţierea căilor pentru reducerea conţinutului

în fracția + 3 mm, fără ciuruire și recircularea refuzului de la ciur.

Influența granulației inițiale. Granulația inițială influențează rezultatele măcinării simple în morile cu impact. Aceasta rezultă din datele cuprinse în tabela 2 care arată că amplitudinea

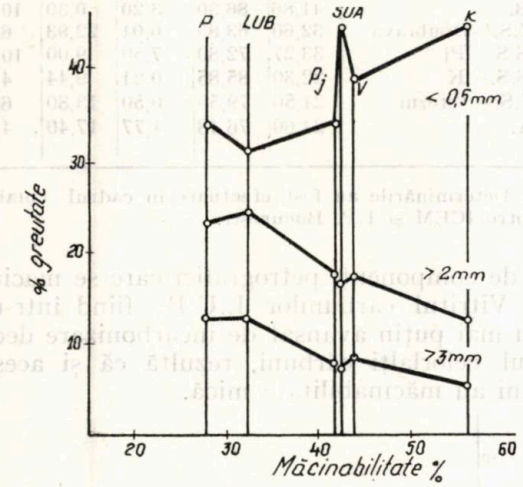


Fig. 3. Dependența dintre granulația cărbunilor după măcinare și măcinabilitatea acestora.

și abaterea medie pătratică de la media conținutului în supragranulație (peste 3 mm) rămîn mari și după măcinarea cărbunilor în morile cu impact. Efectul omogenizator al măcinării rezultă din micșorarea amplitudinii și cea a abaterii medii a conținutului de fracție + 3 mm în cărbunii măcinați, față de cărbunii bruți. Sînt deosebit de interesante rezultatele cu privire la scăderea conținutului de supragranulație (+ 3 mm) și a creșterii conținutului în fracție fină (0—0,5 mm) prin măcinare în morile cu impact (tabelele 3 și 4).

Din tabela 3 rezultă că în moara cu impact fracțiunea + 3 mm se mărunțește în proporție de circa 75%, indiferent de conținutul inițial în această fracțiune și măcinabilitatea cărbunilor, fapt datorat probabil dimensionării și parametrilor morii.

Se poate trage de aici concluzia că la o a doua trecere prin moară se poate diminua conținutul în fracție peste 3 mm cu încă 75%, cu condiția ca măcinabilitatea fracției + 3 mm să nu se schimbe prin concentrarea materialelor dure (steril și componenți petrografici greu măcinabili). Prin analiza componenței petrografice și prin analize chimice efectuate pe fracțiuni granulometrice, înainte și după măcinare, se cercetează în prezent modul în care se schimbă măcinabilitatea fracțiilor mari (+ 3 mm) din cărbune în urma măcinării în morile cu impact.

Din tabela 4 rezultă că mărirea conținutului în fracție 0—0,5 mm prin măcinarea în morile cu impact este invers proporțională cu măcinabilitatea cărbunilor. Aceasta înseamnă că de fapt măcinarea în mori cu impact are caracterul unei măcinări menajate, creșterea conținutului în fracție 0—0,5 mm fiind în final mai mare la cărbunii și, respectiv, componenții cu măcinabilitatea mai mică. Se evită, cu alte cuvinte, formarea unor cantități excesive de fracție 0—0,5 mm la măcinarea cărbunilor cu însușiri de cocsificare bune, rezultat care este în concordanță cu condițiile tehnologice impuse măcinării optime.

Influența umidității cărbunilor. Umiditatea cărbunilor a variat în limitele date în tabela 5. În cadrul acestor limite de variație nu au putut fi găsite corelații între umiditatea cărbunilor și granulația după măcinare. Aceasta se datorează probabil intervalului în care a variat umiditatea (66% din cazuri în medie și ± 2%).

Tabela 2

Tipul de cărbune	Fracția 0—0,5 mm inițială, %	Fracția 0—0,5 mm finală, %	Creșterea conținutului fracției 0—0,5 mm, %	Creșterea fracției 0—0,5 mm din fracția + 3 mm, %
L.U.B.	13,8	31,1	125	0,44
Doubrava	14,7	34,4	134	0,51
Pj	18,9	34,7	83	0,61
K	30,1	44,8	48	0,96
Vitezni	19,5	38,9	99	0,72
S.U.A.	21,3	44,8	110	0,80

Tabela 3

		L.U.B., %		Doubrava, %		Pi, %		K, %		V, %		S.U.A., %	
		înainte măcinare	după măcinare	înainte măcinare	după măcinare	înainte măcinare	după măcinare	înainte măcinare	după măcinare	înainte măcinare	după măcinare	înainte măcinare	după măcinare
Fracție peste 3 mm	min.	38,40	—	35,0	4,0	25,0	1,0	15,0	1,5	20,0	—	30,0	—
	max.	63,00	19,0	70,5	21,0	44,0	14,0	28,0	14,0	69,0	14,0	61,0	17,0
	medie	51,70	12,9	50,6	12,5	33,5	7,9	20,5	5,2	55,7	8,8	37,0	7,8
	± σ	6,14	3,9	9,0	4,0	6,3	3,0	3,8	3,0	9,9	3,0	9,2	3,1
Fracție peste 2 mm	min.	47,60	15,0	44,2	11,0	36,1	6,0	23,2	5,5	30,5	7,0	26,4	6,0
	max.	71,10	31,0	77,5	32,0	55,6	23,0	38,0	24,0	73,3	24,0	65,3	30,0
	medie	60,20	24,6	58,8	23,2	43,8	17,5	28,6	12,7	45,7	17,4	47,8	16,4
	± σ	5,80	3,6	8,0	5,1	6,1	4,0	3,7	4,5	8,4	3,7	8,9	4,6
Fracție sub 0,5 mm	min.	7,00	15,0	5,6	19,0	12,0	26,0	15,6	30,0	9,5	20,0	11,9	25,0
	max.	22,80	41,4	23,6	43,5	26,8	48,5	42,3	62,0	29,6	50,5	34,6	53,0
	medie	13,80	31,1	14,7	34,4	18,9	34,7	30,1	44,8	19,5	38,9	21,3	44,8
	± σ	3,40	5,1	3,9	6,2	5,3	7,0	7,9	9,2	4,7	8,9	5,4	6,1

Tabela 4

Tipul de cărbune	Conținut de volatile V_a, %	Măcinabilitate ASTM, %	Peste 3 mm inițial, %	Peste 3 mm final, %	Scăderea fracției peste 3 mm, % $\frac{(3)-(4)}{(3)} \cdot 100$
	1	2	3	4	
L.U.B.	38,20	28,3	51,7	12,9	75
Doubrava	29,50	31,7	50,6	12,5	75
Pj	30,70	41,9	33,5	7,9	76
K	20,60	42,6	20,5	5,2	74
Vitezni	19,50	43,9	35,7	8,8	75
S.U.A.	23,09	56,6	37,0	7,8	78

Tabela 5

Tipul de cărbune	Umiditatea minimă	Umiditatea maximă	Umiditatea medie	Abaterea medie pătratică
L.U.B.	5,7	13,8	9,36	±1,84
Doubrava	3,0	16,1	10,41	±2,34
Pj	2,7	12,4	9,39	±1,68
S.U.A.	0,66	11,4	7,41	±2,36
Vitezni	2,0	13,8	9,56	±1,99

Efectul umidității se combină cu cel al conținutului inițial în fracțiuni 0—0,5 mm și duce, în special în cazul cărbunilor K și S.U.A., la formarea unor lipituri pe plăcile de șoc ale carcasei. Acestea se desprind de regulă singure, dar pot duce la umidități mari, la blocarea morii. Pentru evitarea lor se propun următoarele operații : curățarea morii după fiecare măcinare de cărbune K și S.U.A. ; încercări privind îndepărtarea măruntului prin ciuruire ; încercări cu adaosul a 0,2% motorină înainte de măcinarea cărbunilor K și S.U.A.

Influența parametrilor morii. Au fost variați următorii parametri tehnologici de măcinare : debitul de alimentare (250—450 t/h) ; turația rotorului (430—570 rot/min) ; distanța dintre placa de șoc și rotor (25—35 mm).

Rezultatele încercărilor au arătat că variația debitului nu influențează, în limitele cercetate, rezultatul măcinării (debit nominal 450 t/h). Rezultă că nu poate fi îmbunătățită prin reducerea debitului de măcinare granulația cărbunilor L.U.B. și din grupa 34.

Nici modificarea distanței dintre rotor și carcasa de șoc nu permite reducerea conținutului de fracție peste 3 mm în cărbunii L.U.B. și Doubrava măcinați.

Variația vitezei de rotație influențează, la cărbunii cu măcinabilitate mare, proporția de fracție fină (0—0,5 mm) în măcinat. Rezultă că nu este necesară dotarea morilor cu variator de turație cînd sînt prevăzute mori separate pentru cărbunii din grupa 35 și cărbuni tip L.U.B. și grupa 34.

Din cele prezentate rezultă că problema conținutului de supragranulație (+3 mm) în cărbunii L.U.B. și Doubrava măcinați nu poate fi rezolvată, în mod practic, prin măcinare simplă în actualul tip de moară. Pentru aceasta este necesară : fie remăcinarea supragranulației din cărbunii L.U.B. și Doubrava ; fie remăcinarea întregii cantități de cărbune în cazul în care separarea supragranulației prin ciuruire nu este posibilă ; fie mărirea vitezei de rotație a morii (cu acordul furnizorului).

Desigur că importanța tehnologică a eliminării conținutului de supragranulație, în cărbunii L.U.B. și Doubrava măcinați, este în relație directă cu proporția acestora în componența șarjei. Cum scopul construirii bateriilor 1—4 de la C.S.G. cu încărcarea ștampată constă în utilizarea unor proporții maxime de cărbuni slab cocsificabili este evident că acestei probleme va trebui să i se acorde și în viitor importanța cuvenită. Atingerea temperaturilor de regim la bateriile 1—2 va permite efectuarea unor cocsificări în cutii, pe baza cărora va fi evidențiat efectul pe care conținutul în supragranulație + 3 mm îl are asupra rezistenței cocsului produs din șarje cu diferite participații de cărbune L.U.B. și grupa 34.

Realizarea garanțiilor furnizorului morilor cu impact

În tabela 6 sînt comparate limitele granulometrice pentru pregătirea șarjei impuse de tema de proiectare, garantate prin contractul cu furnizorul morii cu impact și realizate în opt luni de la pornirea cocseriei C.S.G.

Datele din tabela 6 arată că se realizează, prin măcinare simplă, granulația garantată de furnizorul morilor cu impact.

Din tabela 2 rezultă că se realizează pentru cărbunii marca 35 granulația prescrisă de tema de proiectare.

Tabela 6

Felul cărbunilor	Tema de proiectare și cercetare ICEM		Garanții		Realizări	
	< 3 mm, %	0 — 0,5 mm, %	< 3 mm, %	0 — 0,5 mm, max., %	< 3 mm, %	0 — 0,5 mm, %
L.U.B. + Doubrava	96,0	(—) *	85,0	45	87,3	32,75
grupa 35 — Pj	90,0	(—)	85,0	45	92,6	40,80

* Cercetările ICEM recomandă 40 %.

Nu se realizează granulația prescrisă prin tema de proiectare pentru cărbunii L.U.B. și Doubrava, această problemă va trebui soluționată prin ciuruirea cărbunilor măcinați și recircularea refuzului sau prin una din măsurile propuse mai sus.

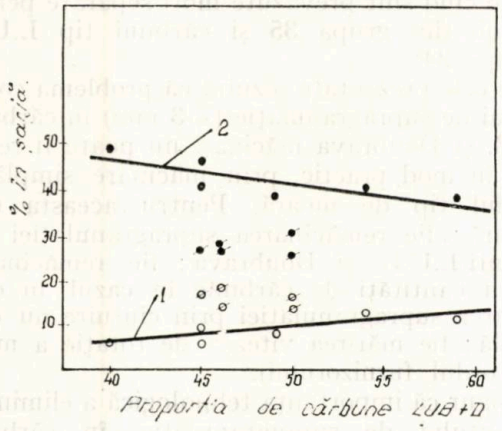


Fig. 4. Dependența granulației șarjei de proporția de cărbune L.U.B. și Doubrava (33 + 34) :
1 — conținut de supragranulație $Y = 0{,}3026\,x - 5{,}8099$, $r_{xy} = 0{,}83$;
2 — conținut de fracție fină $y = 0{,}5250x + 67{,}7165$, $r_{xy} = 0{,}83$.

Granulația șarjei cocsificate la Uzina cocsochimică—Combinatul siderurgic—Galați

Granulația amestecului de cărbuni depinde, în cazul schemei actuale de măcinare simplă, de : proporția de cărbune L.U.B. și Doubrava în șarjă (fig. 4) ; gradul de uzură al barelor de șoc de pe rotorul morii (fig. 5).

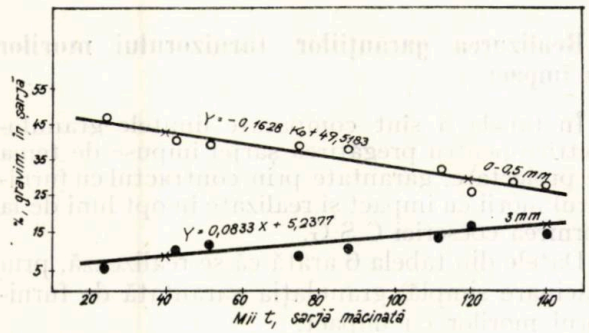


Fig. 5. Dependența conținutului în fracție + 3 mm și 0—0,5 mm de cantitatea de cărbune măcinat în moara cu impact.

Datele indicate în figura 4 arată că dacă se acceptă ca limită a granulației un conținut de 10% fracție + 3 mm în șarjă, este necesară inversarea sau schimbarea barelor de pe rotor după măcinarea a 60 000 t cărbune.

În cazul în care conținutul de supragranulație acceptat este la nivelul celui garantat (15%) inversarea sau schimbarea barelor trebuie efectuată după măcinarea a 100 000 t cărbune. Se realizează astfel o altă caracteristică garantată de furnizor.

Concluzii

Din cele prezentate rezultă că moara cu impact îndeplinește condițiile garantate de furnizor, asigurînd măcinarea menajată a cărbunilor cocsificabili. Moara nu asigură eliminarea supragranulației + 3 mm la măcinarea cărbunilor L.U.B. și Doubrava, fapt care va avea, mai ales la creșterea participației acestor cărbuni în șarjă, efecte negative asupra rezistenței cocsului. Urmează ca cercetările ulterioare să elucideze :

— influența pe care o are conținutul de supragranulație + 3 mm în cărbunii L.U.B. și grupa 34 asupra calității cocsului produs în condițiile uzinelor cocsochimice de la Galați și Hunedoara ;

— posibilitatea eliminării supragranulației prin aplicarea schemei de măcinare metodică, recirculare sau mărirea vitezei de rotație ;

— repartiția conținutului de cenușă și componenți petrografici pe fracțiile granulometrice, înainte și după măcinarea cărbunilor ;

— posibilitatea generalizării soluției de măcinare în mori cu impact la toate cocseriile din țară.

Această ultimă problemă este generată de avantajele măcinării în mori cu impact create de :

— menajarea cărbunilor (conținut mic de fracție fină) și deci mai bună conservare a însușirilor de cocsificare asigurat prin import de cărbune ;

— reducerea consumului de energie cu circa 1 kWh/t șarjă, în comparație cu schema de măcinare cu mori cu ciocane, de la Uzina cocsochimică Hunedoara.

BIBLIOGRAFIE

[1] Loison R., Foch P., Bayer A. *Le coke.* Paris, Dunod, 1970.

[2] Blum I. și Ștefănescu I. *Tehnologia combustibililor solizi.* București, Editura didactică și pedagogică, 1970.

[3] Simonis W., Rubrecht F. *Optimaler Körnungsaufbau von Kokskohlen.* Glückauf Forschungshefte 26, nr. 6, 1965, p. 301—308.

[4] Bürstlein E. *Le procede Bürstlein Longway-Sovaco de preparation selective et petrografique des charbons en vue de leur cockefaction.* Congres International—Charleroi, 19—22 sept., 1966.

[5] * * * *Pregătirea și cocsificarea cărbunilor.* Culegere, 1967, 1969, 1970, Sverdlovsk.

[6] Angerstern L. *Untersuchungen zur Verbesserung der Koksfestigkeit durch Zerkleinern hochflüchtiger Feinkohlen in Prallmühlen.* Glückauf 101, nr. 35, 1965, p. 196—205.

[7] Schlochow E. D. *Halbtechnische und betriebliche Versuche mit hochflüchtigen Feinkohlen in Mahlbahn und in Platten-Prallmühlen.* Glückauf 101, nr. 35, 1965, p. 196—205.

[8] Falk E. Raport tehnic întocmit în urma specializării în R.F.G., București, 1972.

Ing. N. Geru

Institutul politehnic — Bucureşti

Analiza roentgenografică a oţelurilor de matriţe Cr—Mo—V tratate termic

CZ 669.14.018.25 : 543.422.8

Matriţele folosite pentru deformarea plastică la cald sînt confecţionate în mod curent din oţeluri Cr—Ni—Mo care conţin 0,5—0,6% C, 0,6—0,8% Cr, 1,3—1,6% Ni, 0,15—0,3% Mo. O asemenea compoziţie chimică asigură oţelurilor caracteristicile tehnologice şi de exploatare impuse, ca de exemplu rezistenţă la temperaturi ridicate, rezilienţă şi tenacitate, rezistenţă mare la uzură, călibilitate ridicată, rezistenţă la şocuri termice etc.

Prezenţa nichelului, element deficitar, în proporţie relativ ridicată, face însă ca utilizarea acestor oţeluri să nu fie în toate cazurile convenabilă economic. Pentru aceasta se pune problema limitării domeniilor de utilizare ale acestor oţeluri şi înlocuirea lor cu altele mai convenabile cum ar fi oţelurile Cr—Mo—V [1].

Pentru o mai bună cunoaştere a oţelurilor Cr—Mo—V, susceptibile a fi utilizate la fabricarea de matriţe, în lucrarea de faţă s-au studiat roentgenografic elementele substructurale (blocuri în mozaic, deformaţii de ordinul doi, densităţi în dislocaţii etc.) ale unui astfel de oţel aflat în diferite stări structurale realizate prin călire şi revenire.

Tabela 1

C, %	Si, %	Mn, %	Cr, %	V, %	Mo, %	S, %	P, %
0,55	0,25	0,95	1,15	0,1	0,55	0,01	0,025

Materialul şi metodele de cercetare. Compoziţia chimică a oţelului studiat este dată în tabela 1. După elaborarea oţelului, acesta a fost turnat într-un lingou de 5 t, care a fost mai întîi forjat în brame cu dimensiunile de 300 × 1530 mm şi apoi în bare cu diametrul de 60 mm. Barele obţinute au fost normalizate la 870°C şi recoapte la 680°C.

Din barele astfel tratate au fost prelucrate probe cu dimensiunile 20 × 20 × 20 mm, care au fost călite în ulei după austenitizare la 860°C. O parte din probele călite au fost menţinute în această stare, restul fiind împărţite în două grupe; primul grup de probe fiind revenit o oră la 400°C, iar al doilea, o oră la 600°C.

Pe probele călite sau călite şi revenite s-au făcut determinări de duritate HRC şi analize roentgenostructurale.

Prin analiza roentgenostructurală s-a urmărit determinarea mărimii blocurilor în mozaic, a tensiunilor de ordinul doi * şi a densităţii în dislocaţii. Analizele roentgenostructurale au fost efectuate cu ajutorul unui difractometru TUR M61, cu ajutorul căruia s-au trasat curbele de distribuţie ale intensităţilor razelor X în liniile de difracţie ale probei de cercetat. Se ştie că distribuţia intensităţii într-o linie de difracţie obţinută pe o probă metalică este determinată atît de factorii structurali (mărimea blocurilor în mozaic şi de tensiunile de ordinul doi), cît şi de condiţiile experimentale, de exemplu de neomogenitatea radiaţiei, forma probei etc. Pentru determinarea dimensiunilor blocurilor în mozaic şi a tensiunilor de ordinul doi este necesar să se cunoască distribuţia intensităţii în liniile de difracţie, cauzată numai de factorii structurali. Excluderea influenţei condiţiilor de roentgenografie asupra distribuţiei intensităţii în liniile de difracţie se face cu ajutorul unui etalon astfel pregătit încît să posede blocuri în mozaic foarte mari ($D \simeq 10^{-5}$cm) şi să nu aibă tensiuni interne. O astfel de structură se obţine prin recoacerea şi răcirea foarte înceată a unei probe din materialul de analizat. În lucrarea de faţă s-a folosit ca probă etalon o probă de fier tehnic pur recopt şi răcit foarte încet.

Distribuţia $f(x)$ a intensităţii în liniile de difracţie ale probei, distribuţie condiţionată numai de factorii structurali, a fost determinată din distribuţia $h(x)$ a intensităţii în liniile de difracţie ale probei de cercetat (distribuţie determinată atît de factorii experimentali, cît şi de cei structurali) şi din distribuţia $g(x)$ a intensităţii în liniile de difracţie, obţinute pe proba etalon (distribuţie condiţionată numai de factorii experimentali) prin metoda analizei armonice [2]—[9].

Separarea efectelor produse de blocurile în mozaic, asupra distribuţiei intensităţii în liniile de difracţie, de efectele produse de tensiunile de ordinul doi s-a făcut prin metoda Averbach şi Warren [6].

Densitatea în dislocaţii ρ s-a determinat cu ajutorul relaţiei:

$$\rho = 0{,}96 \left(\frac{\Delta_a}{a} \right)^2 \cdot 10^{17}, \ (\text{cm}^{-2}) \qquad (1)$$

* Tensiunile de ordinul doi sînt caracterizate prin deformaţiile de ordinul doi $\frac{\Delta_a}{a}$.

obținută substituind n_{220} în relația (2) din lucrarea [10] prin $4 \operatorname{tg} \theta_{220} \frac{\Delta_a}{a}$.

Pentru confruntarea rezultatelor determinările s-au făcut în paralel pe două sau trei din liniile (220), (211) și (110). Liniile de difracție au fost obținute cu radiația K_α, emisă de un tub cu anticatodă de fier.

Rezultatele obținute. Dimensiunile domeniilor de deformare uniformă L_0, deformațiile de ordinul doi $\frac{\Delta_a}{a}$, densitățile în dislocații ρ și mărimea blocurilor în mozaic D determinate, sînt prezentate în tabela 2 care conțin și durităților HRC.

în cel de-al doilea, iar densitatea în dislocații $2{,}02 \cdot 10^{11}$ cm^{-2}, respectiv $1{,}75 \cdot 10^{11}$ cm^{-2}.

Aceste date scot în evidență faptul că oțelul Cr—Mo—V analizat manifestă la încălzire o stabilitate structurală mult mai mare decît a oțelurilor de construcții 34MoCN15.

Din cele expuse se trag următoarele concluzii :

— Structura obținută prin călire de la 860°C sau prin călire de la 860°C și revenire la diferite temperaturi în oțelul Cr—Mo—V cu compoziția dată în tabela 1 se caracterizează prin blocuri în mozaic relativ mici și prin deformații de ordinul doi și densități în dislocații relativ mari.

— Comparativ cu alte oțeluri, de exemplu cu oțelurile de construcție 34MoCN15, oțelul

Tabela 2

Tratamentul aplicat	L_0, Å			$\frac{\Delta a}{a} \times 10^3$			$D \times 10^6$ cm				$\rho \times 10^{-11}$, cm^{-2}	HRC
	(211)	(220)	Valoare medie	(211)	(220)	Valoare medie	(110)	(211)	(220)	Valoare medie		
Călire de la 860°C	110	110	110	2,42	2,50	2,46	3,34	3,26	3,21	3,27	5,84	56
Călire de la 860°C, urmată de revenire o oră la 400°C	—	180	180	1,55	1,86	1,7	—	8,10	8,15	8,125	2,02	53
Călire de la 860°C, urmată de revenire o oră la 600°C	210	210	210	1,25	1,25	1,25	—	15,7	15,7	15,7	1,56	42

Datele din această tabelă arată că structura oțelului Cr—Mo—V analizat, obținută prin tratament termic, se caracterizează prin blocuri în mozaic relativ mici și prin deformații de ordinul doi și densități în dislocații mari.

Comparînd datele din tabela 2 cu date similare obținute de autor pe oțelul de construcții 34MoCN15 [10], se constată că deși după călire oțelul Cr—Mo—V se caracterizează prin blocuri în mozaic mai mari și deformații de ordinul doi și densități în dislocații mai mari decît cele din oțelul 34MoCN15 călit, prin revenire blocurile în mozaic din oțelul Cr—Mo—V rămîn mult mai mici decît cele din oțelul 34MoCN15 tratate termic similar, iar deformațiile de ordinul doi și densitățile în dislocații mai mari. Astfel în starea obținută prin călire blocurile în mozaic sînt egale cu $3{,}27 \cdot 10^{-6}$ cm în oțelul Cr—Mo—V și cu $2{,}24 \cdot 10^{-6}$ cm în oțelul 34MoCN15, deformațiile de ordinul doi $2{,}46 \cdot 10^{-3}$, respectiv $4{,}63 \cdot 10^{-3}$, iar densitățile în dislocații $5{,}84 \cdot 10^{11}$, respectiv $21{,}6 \cdot 10^{11}$ cm^{-2}.

După revenire o oră la 400°C blocurile în mozaic sînt egale cu $8{,}125 \cdot 10^{-6}$ cm în oțelul Cr—Mo—V și cu $15{,}2 \cdot 10^{-6}$ cm în 34MoCN15, deformațiile de ordinul doi $1{,}45 \cdot 10^{-3}$ în primul oțel și $1{,}32 \cdot 10^{-3}$

Cr—Mo—V analizat manifestă la încălzire o stabilitate structurală relativ ridicată.

BIBLIOGRAFIE

[1] Geru N., Dulămiță T., Ursache M., Florian E., Chircă D., Cojocaru M., Opriș C. și Nica M. *Studii și cercetări în vederea stabilirii caracteristicilor tehnologice și de exploatare ale oțelurilor MoCN15 și 55MoC10.* Contract de colaborare cu Uzinele 23 August — București, dec., 1972.

[2] Gorelik S. S., Rastorguev L. N. și Skakov A. Iu. *Roentgenograficeskii i elektronograficeskii analizî metallov.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[3] Klug H. P. și Alexander I. E. *X-ray Diffraction Procedures.* New York, Londra, Sidney, John Wiley sons, Inc. 1970.

[4] * * * *Roentgenografiia v fiziceskom metallovedenii.* Moscova, Metallurghizdat, 1961.

[5] Mirkin I. A. *Spravocinik po roentgenostructurnomu analizu policristallov.* Moscova, Gosudarstvennoe izdatelstvo fiziko-matematiceskoi literaturî, 1961.

[6] Warren B. E. și Averbach B. L. J. App. Phy. 23, 4, 497, 1952.

[7] Taylor A. *Roentgenogreskaia metallografiia.* Moscova, Metallurghiia, 1965.

[8] Bogorodsckii O. V. și Umanskii Ia. S. Izv. Akad. Nauk, S.S.S.R. T. XX, nr. 6, 1956.

[9] Pines B. Ia. și Berezniac H. G. Jurn. Teh. Fiziki, XXIV, 2, 329, 1954.

[10] Geru N., Ursache M. și Chirică D. Studii și cercetări de metalurgie, nr. 2, 1971, p. 169—177.

Dr. ing. C. Cosneanu, ing. V. Petrescu
Institutul de cercetări tehnologice pentru sectoare calde — București
prof. dr. ing. L. Sofroni, ing. V. Brabie
Institutul politehnic — București
ing. L. Harbuz și ing. C. Epurescu
Combinatul siderurgic — Galați

Posibilități de îmbunătățire a calității lingotierelor mari plate

CZ 621.744 : 658.562

Din analiza comportării în exploatare a unui mare număr de lingotiere utilizate în cadrul C. S. Galați [1] rezultă necesitatea îmbunătățirii calității acestora, precum și a condițiilor de exploatare din oțelărie.

Creșterea impetuoasă în viitorii ani a producției de oțel atrage după sine obligativitatea măririi producției de utilaje de turnare, precum și micșorarea consumului pe tipuri de lingotiere la valori comparabile cu cele care se realizează în țările avansate industrial.

Existența unor condiții bune de fabricație a lingorierelor mari în cadrul C. S. Galați ușurează în mare măsură realizarea dezideratelor amintite.

Marele număr de factori care influențează durabilitatea lingotierelor pot fi grupați în trei categorii principale :

— condițiile de pregătire a lingotierelor pentru turnare în oțelărie ;

— forma constructivă ;

— natura fizico-chimică a aliajului din care se toarnă lingotiera.

Din practica mondială rezultă că ponderea cu care intervin factorii de exploatare a lingotierelor în oțelării asupra durabilității acestora ajunge, în majoritatea cazurilor, la valori de 30—45%.

Fără a efectua o analiză în detaliu asupra condițiilor în care se exploatează lingotierele la oțelăria L.D. a C. S. Galați se poate totuși sublinia că există rezerve importante a căror valorificare ar îmbunătăți cu mult actualele valori ale consumului specific de lingotiere (~ 29 kg/t). Este deci imperios necesară folosirea unei metodologii eficiente de evidențiere a numărului de turnări pe fiecare lingotieră pentru stabilirea unei corecte dependențe dintre condițiile de fabricare și exploatare a acestora. Actualul sistem este ineficient și creează o imagine ireală care împiedică adoptarea unor măsuri corespunzătoare, care să ducă la micșorarea consumului specific de lingotiere în cadrul C. S. Galați.

Organizarea turnării ritmice a oțelului în lingotiere în vederea asigurării unei viteze de circulație uniforme și care să nu permită introducerea la turnare a lingotierelor reci ar permite creșterea durabilității medii cu circa 15—20%.

Organizarea sectorului de reparare și recondiționare a lingotierelor, controlul temperaturii de preîncălzire a lingotierelor noi care se introduc în circuit, folosirea substanțelor de protecție a suprafeței lingotierelor etc. sînt tot atîtea mijloace eficiente care, după cum arată experiența țărilor avansate industrial (S.U.A., Anglia, R. F. Germania, Japonia), duc la reducerea substanțială a consumului de lingotiere [2], [5].

Forma constructivă a lingotierelor determină în mare măsură comportarea în exploatare a acestora.

Procesul de proiectare a lingotierelor în funcție de calitatea oțelului și de dimensiunile liniilor de laminare include în sine respectarea principiilor empirice de dimensionare a acestora stabilite pe baza observațiilor și analizelor de-a lungul unei mari perioade de timp.

După cum este cunoscut principalul parametru constructiv al lingotierelor este raportul G/g care caracterizează nu numai forma geometrică a acestora, ci și capacitatea aliajului din care sînt turnate de a suporta încărcarea termică la turnarea oțelului. Asupra raportului G/g are o mare influență forma constructivă, dimensiunile și condițiile de exploatare a lingotierelor. Din aceste motive raportul G/g variază de la un tip la altul de lingotieră iar, în cadrul aceluiași tip, valoarea optimă a lui G/g se schimbă în limite foarte înguste.

În figurile 1, *a* și *b* este prezentată variația parametrilor G și g pentru o serie de lingotiere cu greutatea cuprinsă în limitele 8—27 t (G — reprezintă greutatea lingotierei ; g — greutatea lingoului) [6], [8]. Din această diagramă rezultă două tendințe A și B : tendința A este caracteristică pentru rapoartele G/g subunitare și este tipică pentru țările din vestul Europei, pe cînd tendința B cu $G/g > 1$ este caracteristică pentru țările din estul Europei [7].

Este util de subliniat că rapoartele G/g, care se găsesc în zona B, caracterizează capacitatea redusă a fontei din care sînt turnate lingotierele de a suporta încărcarea termică la turnarea oțelului. Cu alte cuvinte fonta utilizată pentru fabricarea lingotierelor este de calitate slabă, aceasta putînd fi compensată numai printr-o supradimensionare a lingotierelor și utilizarea uneia sau a mai multor soluții cunoscute pentru rigidizarea acestora (armare, bandaje, brîu superior și inferior etc.). Desigur că această soluție determină un consum mare de metal pe tona de oțel lingou, însă în cazul țărilor care nu posedă fonte brute de calitate superioară (hematită) sau care nu folosesc metode metalurgice eficace de îmbunătățire a calității fontelor de a doua

fuziune reprezintă unica posibilitate de organizare cu forțe proprii a producției siderurgice de oțel lingou [7].

Din analiza comportării în exploatare a lingotierelor destinate obținerii lingourilor de 23 t

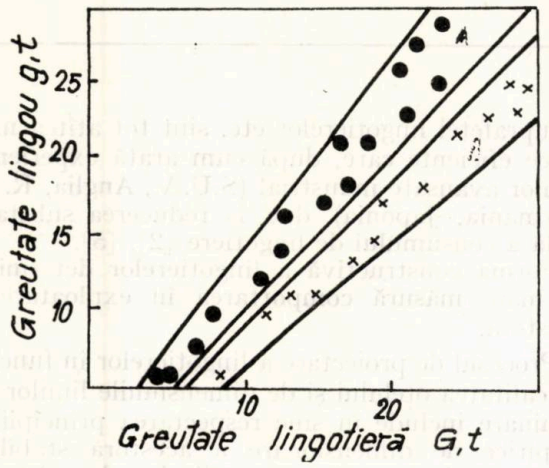


Fig. 1, *a* Variația parametrului G în funcție de g pentru lingotiere cu greutatea cuprinsă între 8 și 27 t (G — greutatea lingotierei, t; g — greutatea lingoului, t).

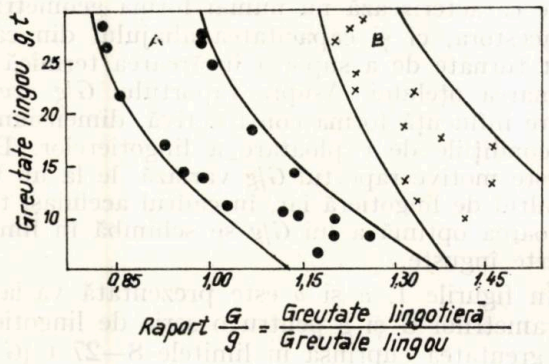


Fig. 1, *b* Variația raportului $\frac{G}{g}$ în funcție de g, pentru lingotiere cu greutatea cuprinsă între 8 și 27 t (G — greutatea lingotierei, t; g — greutatea lingoului, t).

greutate, precum și a cauzelor care determină scoaterea prematură din uz a acestora, rezultă următoarele:

— nu există o corelație corespunzătoare între structura masei metalice de bază a fontei și forma geometrică a lingotierei;

— conținuturile de S și P sînt prea mari și influențează în mod direct comportarea lingotierelor în exploatare;

— fonta utilizată pentru fabricarea lingotierelor conține foarte multe incluziuni nemetalice care determină obținerea unor proprietăți fizico-mecanice reduse: $\sigma_r = 6-10$ kgf/mm²; $E = 4\,500-6\,800$ kgf/mm²;

— frecvența apariției defectelor de suprafață este destul de mare, iar, ca urmare, a dislocărilor de metal din pereții lingotierelor reprezintă în medie circa 16—18% din totalul cauzelor care duc la scoaterea din uz a acestora.

Pentru îmbunătățirea calității lingotierelor destinate obținerii lingourilor de 23 t în cadrul C. S. Galați s-a recurs la: îmbunătățirea formei constructive prin schimbarea formei geometrice exterioare, astfel ca să se obțină o micșorare a raportului $G/g < 1$ și la îmbunătățirea calității fontei.

Noua formă geometrică a lingotierei s-a determinat pe baza datelor din literatură prezentate în diagramele din figurile 2—7 [2], [8].

Deoarece lingoul este impus ca formă geometrică, la noul format de lingotieră se puteau modifica numai următorii parametri: W_{s1}; W_{s2}; W_{i1}; W_{i2}; r_s; r_i și G (fig. 8).

În tabela 1 se prezintă comparativ parametrii noului format de lingotieră în comparație cu vechiul format și cu datele recomandate de literatura de specialitate.

Din datele prezentate rezultă o micșorare a raportului G/g de la 1,16 la 0,94 și o reducere a greutății lingotierei de la 26,76 t la 21,6 t/buc.,

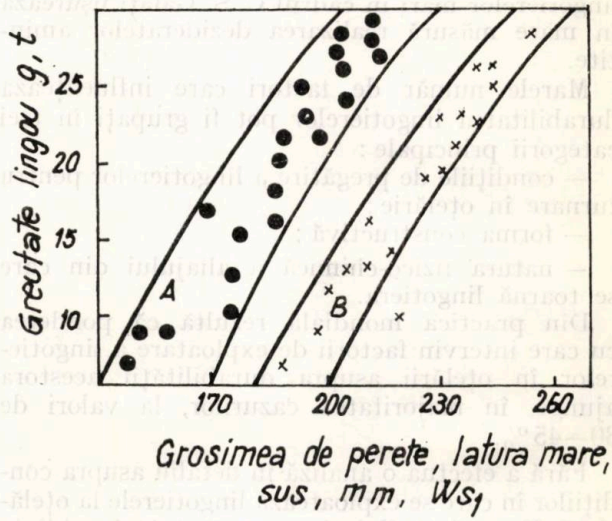


Fig. 2. Variația grosimii de perete, latura mare, sus (W_{s1}, mm), în funcție de greutatea lingoului (g, t).

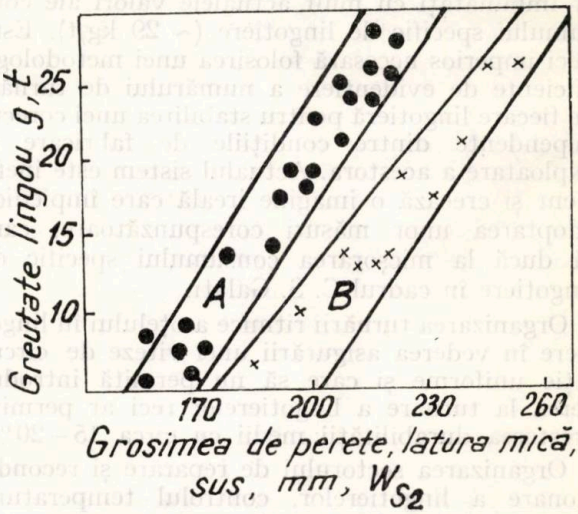


Fig. 3. Variația grosimii de perete, latura mică, sus (W_{s2}, mm), în funcție de greutatea lingoului (g, t).

ca urmare a micșorării secțiunii pereților și a eliminării brîului de la partea inferioară.

Îmbunătățirea calității fontei destinate fabricării lingotierelor s-a efectuat prin modificarea cu 0,7% prealiaj complex: 10—15% Fe; 60—70% Si; 10—15% Ca; 7—10% Al; 8,0% Mg; 1,5—5% Ti și cu granulația de 5—20 mm.

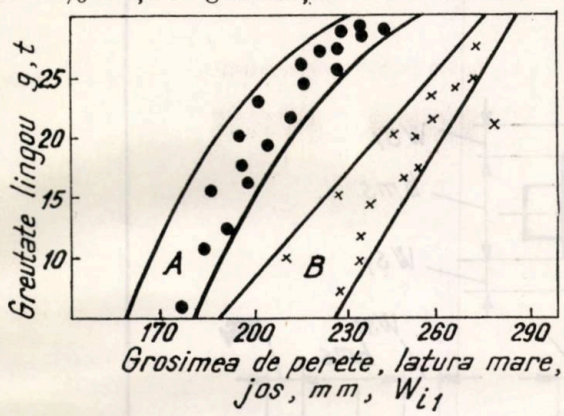


Fig. 4. Variația grosimii de perete, latura mare, jos (W_{i1}, mm), în funcție de greutatea lingoului (g, t).

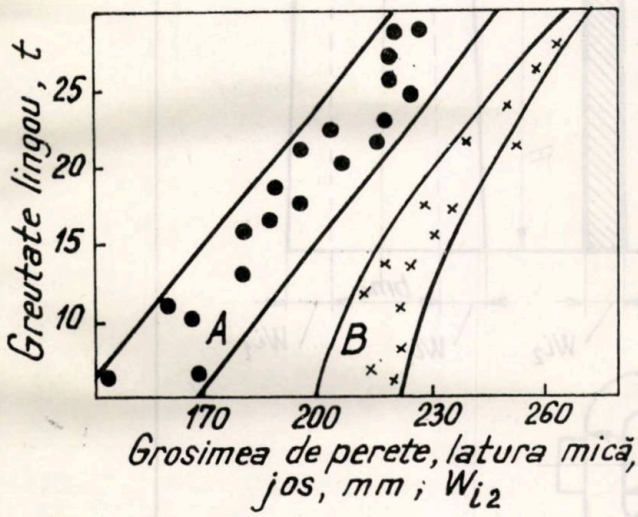


Fig. 5. Variația grosimii de perete, latura mică, jos (W_{i2}, mm), în funcție de greutatea lingoului (g, t).

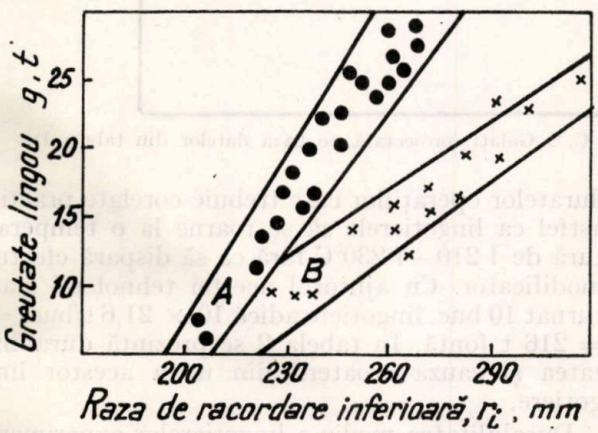


Fig. 6. Variația razei de racordare inferioară (r_i, mm), în funcție de greutatea lingoului (g, t).

În oala de modificare preîncălzită la 700—800°C se introduce praf de mangal și modificator care sînt acoperite cu o plasă de sîrmă și 3—5 kg bucăți mici de oțel.

Fonta se evacuează din melanjorul cubiloului în oala de turnare la temperatura minimă de 1 330°C. În timpul umplerii oalei de turnare

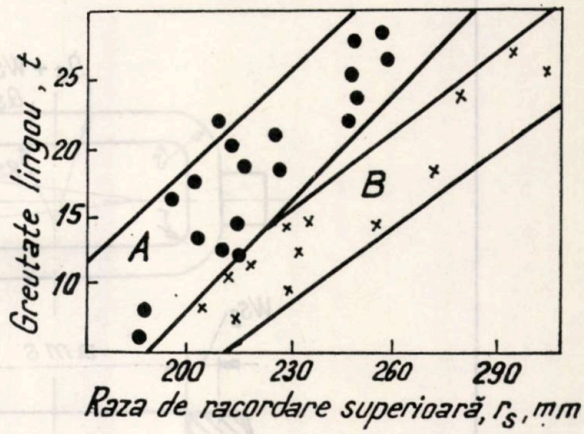


Fig. 7. Variația razei de racordare superioare (r_s, mm), în funcție de greutatea lingoului (g, t).

cu fontă lichidă se efectuează desulfurarea prin adaos de 0,4% Na_2CO_3, ceea ce va asigura micșorarea conținutului de sulf în limitele 0,025—0,035%. Deversarea fontei din oala de modificare se face cu un debit minim de 170 kg/s. La viteze mai mici de deversare scade sensibil gradul de asimilare a elementelor din prealiaj.

Durata reacției de modificare este mai lungă la fontele cu conținut mai ridicat de siliciu și la viteze mari de deversare, constituind un indiciu

Tabela 1

	Parametrii recomandați de literatură		Parametrii actuali	Parametrii propuși pentru experimentare
g	Greutatea lingoului, kg	23 000	23 000	23 000
G	Greutatea lingotierei, kg	21 000—23 000	26 760	21 600
G/g	—	0,91—1	1,16	0,94
W_{s1}	Grosimea laturii mari superioare, mm	200—215	250	210
W_{s2}	Grosimea laturii mici superioare, mm	205—215	230	210
W_{i1}	Grosimea laturii mari inferioare, mm	215—230	280	220
W_{i2}	Grosimea laturii mici inferioare, mm	210—220	260	220
r_s	Raza de racordare sus, mm	220—260	280	250
r_i	Raza de racordare jos, mm	245—270	310	260

al unei bune asimilări. După terminarea reacției de modificare în oala de turnare și curățarea zgurei se deversează fonta din oala de modificare în oala de turnare, iar în jet se adaugă 0,2% FeSi (75% Si) pentru realizarea postmodificării.

la început cu o viteză de 120 kg/s, iar apoi spre sfîrșit, cu circa 70 kg/s.

Se va acorda o atenție deosebită temperaturilor de evacuare a fontei din melanjor, temperaturii de modificare și postmodificare, precum și

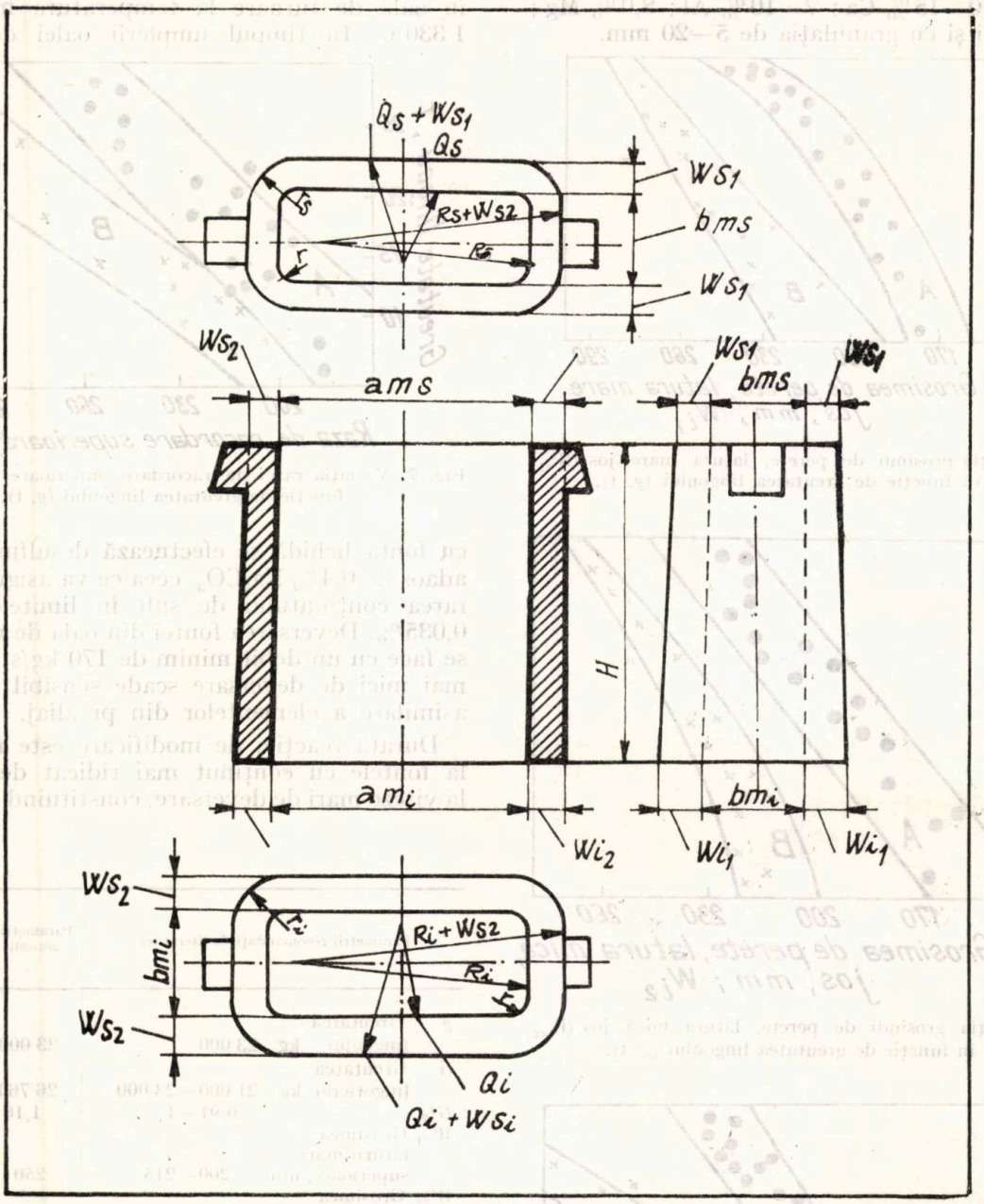


Fig. 8. Noua formă geometrică exterioară a lingotierei de 23 t C. S. Galați (proiectată pe baza datelor din tabela 1).

Timpul care se scurge de la sfîrșitul reacției de modificare pînă la turnarea lingotierei are un rol hotărîtor asupra efectului de modificare. În cazul cînd acest interval de timp este mai mare de 15 min se petrece fenomenul de demodificare.

Înainte de turnarea lingotierei se efectuează o atentă îndepărtare a zgurei de pe suprafața fontei lichide. Operația de turnare se execută

duratelor operațiilor care trebuie corelate practic astfel ca lingotierele să se toarne la o temperatură de 1 210—1 230°C fără ca să dispară efectul modificator. Cu ajutorul acestei tehnologii s-au turnat 10 buc. lingotiere adică 10 × 21,6 t/buc. = = 216 t fontă. În tabela 2 se prezintă durabilitatea și cauza scoaterii din uz a acestor lingotiere.

Durabilitatea medie a lingotierelor experimentale a fost de 30,2 turnări la un consum specific

Tabela 2

Nr. şarjei	Compoziţia chimică, %					Numărul de turnări	Cauzele ieşirii din uz	Frecvenţa medie a turnărilor/24 h
	C	S	Mn	P	S			
2637	3,46	1,68	0,61	0,12	0,041	25	Crăpături longitudinale	0,64
2727	3,52	1,82	0,68	0,10	0,036	7	Introdusă rece la turnare	0,58
2743	3,43	1,72	0,63	0,13	0,048	45	Crăpături longitudinale, erodare şi crăpături transversale	0,78
2756	3,54	1,80	0,78	0,14	0,052	31	Crăpături transversale	0,70
2757	3,62	1,92	0,82	0,10	0,031	20	Crăpături longitudinale	0,60
2760	3,45	2,05	0,73	0,12	0,043	34	Crăpături longitudinale	0,68
2778	3,58	2,05	0,82	0,14	0,053	16	Introdusă rece la turnare, crăpături longitudinale	0,61
2781	3,40	1,85	0,65	0,13	0,047	40	Crăpături longitudinale	0,76
2796	3,62	1,96	0,83	0,13	0,031	37	Crăpături longitudinale	0,74
2810	3,50	1,83	0,71	0,14	0,030	47	Crăpături longitudinale şi erodarea suprafeţei de lucru	0,83

de 31,12 kg/t oţel lingou. Lingotierele clasice în aceeaşi perioadă de lucru au avut durabilitatea medie de 25 turnări la un consum specific de 46 kg/t oţel lingou.

Frecvenţa medie a turnărilor de oţel în lingotiere este scăzută, explicînd în mare măsură una dintre cauzele principale care determină acumularea accelerată a tensiunilor interne şi ieşirea prematură din uz a acestora în urma formării crăpăturilor longitudinale.

Lingotierele turnate din fontă modificată au o bună rezistenţă la şoc termic iar, ca urmare, apariţia reţelei de arsuri s-a constatat numai după circa 45 turnări.

Asigurarea unor durabilităţi mărite a lingotierelor turnate din fontă modificată poate fi realizată prin încălzirea corespunzătoare a acestora la introducerea în exploatare, precum şi prin menţinerea unei viteze de recirculare care să nu permită răcirea sub 100°C a suprafeţelor active.

Îmbunătăţirea calităţii fontelor hipereutectice prin modificarea acestora cu FeSiCaAlMgTi (elemente grafitizante TiSiAl şi antigrafitizante Mg) este oarecum o noutate în domeniul turnării pieselor din fontă [9], [11].

În urma procesului de modificare rezultă: compactizarea grafitului pînă la forma vermiculară (fig. 9); creşterea rezistenţei mecanice cu 25—30%; îmbunătăţirea prelucrabilităţii; uniformizarea structurii pe secţiunea pieselor turnate; mărirea rezistenţei la şoc termic; creşterea conductibilităţii termice cu 40—60% în comparaţie cu fonta cu grafit nodular.

În urma experimentărilor efectuate se poate conchide că fontele modificate cu grad mare de saturaţie reprezintă un nou material de mare perspectivă pentru fabricaţia de lingotiere. În acest sens vor continua încercările în cadrul Combinatului siderurgic—Galaţi prin turnarea unor loturi mai mari de lingotiere care să permită elucidarea tuturor aspectelor tehnologice necesare pentru trecerea la fabricaţia de serie.

Fig. 9.

BIBLIOGRAFIE

[1] Harbuz L. ş.a. Metalurgia, nr. 7, 1973.
[2] * * * Modern Casting, nr. 4, 1962, p. 277.
[3] Trişevschi I. S. *Lingotiere pentru oţelării.* Moscova, Metallurg, 1962.
[4] * * * Metallurg, nr. 9, 1967.
[5] * * * La Metallurgia Italiana, nr. 9, 1960, p. 245.
[6] * * * La Fonderia Italiana, nr. 2, 1967, p. 35—41.
[7] Cosneanu C. şi Ilina I. *Îmbunătăţirea calităţii lingotierelor şi a utilajului de turnare.* Bucureşti, I.D.T., 1967.
[8] Sumi S. Transaction of the Japan Society of mechanical Engineers, nr. 264, 1968.
[9] * * * Patent S.U.A., nr. 3421886, clasa MPK C21c.
[10] * * * Patent Anglia, nr. 1 094 856, clasa MPK C22 c.
[11] * * * Patent Anglia, nr. 1 176 583, clasa MPK C22 c.

Dezoxidarea oțelurilor carbon obișnuite și slab aliate cu silicomangan ca înlocuitor complet al feromanganului

Ing. N. Vacniuc
Ministerul Industriei Metalurgice
și
ing. M. Gross
Combinatul siderurgic — Reșița

CZ 669.046.55 : 669.15—194

În condițiile elaborării oțelurilor calmate în cuptoarele Martin, care nu folosesc ca intensificator oxigenul și care au în general un regim termic scăzut, problemele de micșorare a consumurilor de feroaliaje, reducerea prețului de cost al oțelurilor, precum și îmbunătățirea calității lor sînt deziderate de prim ordin pentru metalurgiști. După cum se știe țara noastră importă feroaliaje, astfel că pentru dezoxidarea oțelurilor, metalurgiștii încearcă găsirea unor variante de dezoxidare care să permită atît îmbunătățirea calității oțelului, cît și să ducă la un preț de cost mai scăzut al acestuia.

Determinarea necesarului de feroaliaje în condiții cît mai apropiate de nevoile reale are o mare importanță practică. Elementul de aliere conținut fie în feroaliaje, fie în deșeurile aliate nu se poate recupera integral în baia metalică.

Pierderile care se produc depind de natura elementului de aliere, de caracterul oxidant sau reductor al zgurei în momentul corectării compoziției băii metalice, de temperatura procesului și de alți factori tehnologici cum sînt : viscozitatea și compoziția zgurei, starea fizică a feroaliajelor caracterizată prin granulație și temperatură, particularitățile metalurgice ale agregatului de elaborare folosit.

În cele ce urmează se vor prezenta unele rezultate obținute de o oțelărie cu cuptoare Martin care a trecut la dezoxidarea oțelurilor obișnuite și slab aliate cu silicomangan ca înlocuitor complet al feromanganului.

Astfel la oțelăria *A* pînă în anul 1971, oțelurile calmate erau dezoxidate în cuptor cu feromangan și în oală cu ferosiliciu, silicocalciu și aluminiu, obținîndu-se în general un oțel care nu asigura întotdeauna condițiile de calitate reclamate de STAS-urile în vigoare.

După această dată s-a trecut treptat la înlocuirea feromanganului în proporție de 50—60% cu silicomangan iar, ulterior, la înlocuirea completă a feromanganului cu silicomangan, calitatea oțelului calmat îmbunătățindu-se și totodată reducîndu-se substanțial prețul de cost.

Folosirea simultană a siliciului și manganului dă pentru oxigenul din baie conținuturi reziduale mult mai scăzute decît în cazul utilizării numai a siliciului, deoarece activitatea SiO_2 este redusă în prezența MnO. Cantitatea de silicomangan, care trebuie adăugată pentru a obține un anumit grad de dezoxidare, poate fi calculată stoechiometric.

Silicomanganul folosit are raportul $\frac{Mn}{Si} =$ = 3,5—4%, iar MnO rezultat fluidifică produsele cu SiO_2 și silicații. Produsele rămase în cuptor după predezoxidare conțin silicați ușor fuzibili, în particule globulare mici, foarte disperse, care se coagulează repede. De asemenea silicomanganul se topește mai repede decît feromanganul și produsele au timp mai mare pentru decantare, conținutul de oxigen și de produse oxidice în suspensie — insolubile în oțelul lichid — la începerea dezoxidării este mai mic decît în cazul dezoxidării cu feromangan.

Adaosurile de dezoxidanți se stabilesc în funcție de conținutul de oxigen, care la rîndul lui este determinat de continutul de carbon și de oxid de fier din zgură și variază în general în limite strînse, dacă conducerea afinării este corectă.

Pentru a evidenția avantajele dezoxidării complexe cu silicomangan — față de dezoxidarea cu feromangan — au fost comparate circa 100 de șarje de oțel calmat în aceleași condiții de elaborare și de turnare.

Comparația s-a făcut în ceea ce privește compoziția chimică, caracteristicile mecanice și arderea.

Oțelurile calmate obișnuite și slab aliate la care s-a aplicat procedeul de dezoxidare complexă cu silicomangan au în principal următoarele ecarturi de analize : 0,08—0,65% C ; 0,17—2% Si ; 0,30—1,8% Mn.

În figura 1 este prezentată frecvența de repartiție pentru elementele carbon, siliciu, mangan, fosfor și sulf după analiza finală la mărcile de oțel obișnuite studiate. Valorile din diagrame corespund mărcilor de oțeluri elaborate. Se observă un domeniu mic de împrăștiere a conținutului de mangan în cazul dezoxidării cu silicomangan, fapt atestat de posibilitatea de a obține o ardere aproape constantă a acestui element. Carbonul, în cazul adaosului de silicomangan, este de asemenea obținut în valorile medii ale acestei mărci de oțel deoarece, de regulă, dezoxidarea se realizează în limite, iar carbonul adus de feroaliaj este neglijabil.

Pentru dezoxidarea cu feromangan, oțelul este adus la punctul de oprire a carbonului la valori pînă la 0,10% mai jos decît limita inferioară a mărcii de oțel care se elaborează, iar corectarea este compensată de carbonul din feroaliaj sau prin recarburare cu cocs, fenomene

care duc deseori la analize incerte și la lungirea duratei șarjei.

Caracteristicile mecanice sînt prezentate în figura 2. Dat fiind analiza finală apropiată atît în cazul dezoxidării cu feromangan, cît și cu și aluminiu. Aluminiul în ambele cazuri este dat în același mod — în funcție de conținutul de carbon al oțelului la oprire — variind de la 1 kg/t la [C] O = 0,10% și pînă la 0,35 kg la [C]O = 0,5%.

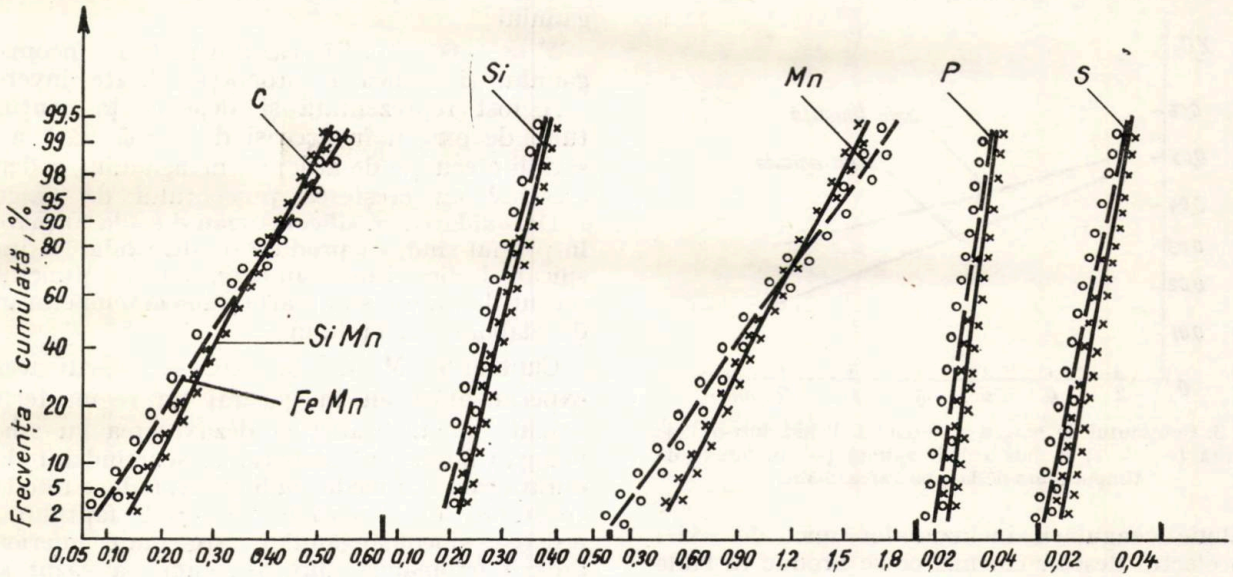


Fig. 1. Frecvența de repartiție a compoziției chimice a oțelurilor calmate, obișnuite și slab aliate, dezoxidate cu FeMn (— — — ○) și SiMn (— x).

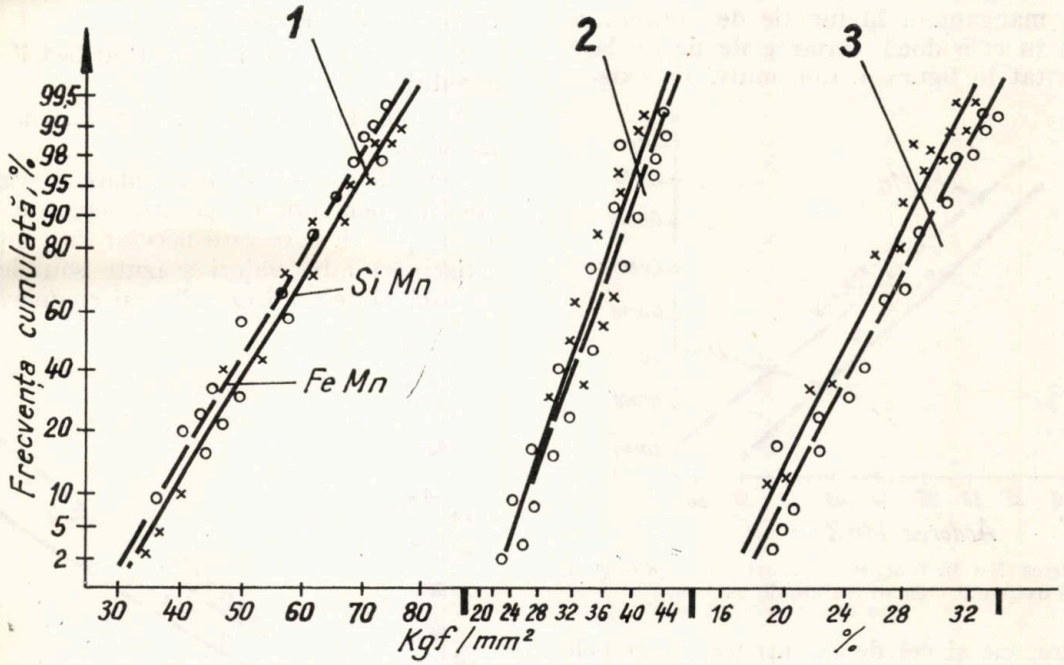


Fig. 2. Frecvența de repartiție a caracteristicilor mecanice a oțelurilor calmate și slab aliate, dezoxidate cu FeMn (○ — — — —) și SiMn(x —):
1 — rezistența la rupere; *2* — rezistența la curgere; *3* — alungirea, %.

silicomangan, caracteristicile mecanice nu prezintă deosebiri esențiale. Alungirea în cazul dezoxidării cu feromangan are valori mai mari cu pînă la 10%.

Așa cum s-a arătat, completarea dezoxidării se realizează în oală cu ferosiliciu 75, silicocalciu

Cantitatea de ferosiliciu este micșorată corespunzător încadrării în analiza oțelului. Analiza conținutului de oxigen este necesară pentru a determina gradul de oxidare a băii metalice și a zgurei și totodată a determina necesarul de feroaliaje ce trebuie date în cuptor sau oală.

Determinarea oxigenului în oțel înainte de dezoxidare a avut variații cuprinse între 0,0165 și 0,55 % carbon și pînă la 0,0460 la 0,05 % carbon.

Dezoxidarea cu silicomangan este mult mai rapidă în băile supuse unei agitări mecanice față de băile neagitate (fig. 3). Acest fapt se

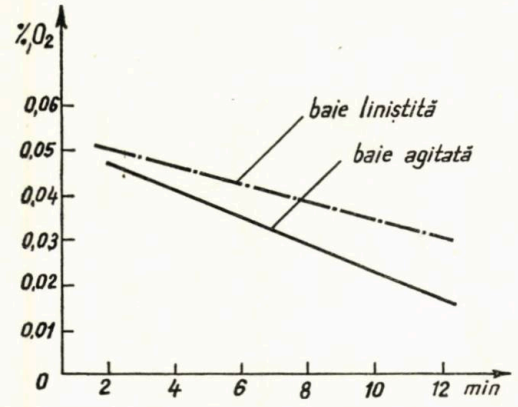


Fig. 3. Conținutul de oxigen al oțelului lichid într-o baie liniștită (— . — .) și într-o baie agitată (—) în funcție de timpul scurs de la adăugarea SiMn.

atribuie coagulării incluziunilor mici de oxizi sub efectul deselor ciocniri ce se produc în băile agitate, ceea ce duce la o decantare mai rapidă a acestor incluziuni și, deci, la un conținut de oxigen rezidual total mai scăzut.

Arderea manganului în funcție de conținutul de carbon în cele două variante de dezoxidare este prezentat în figura 4. Conținutul de oxigen

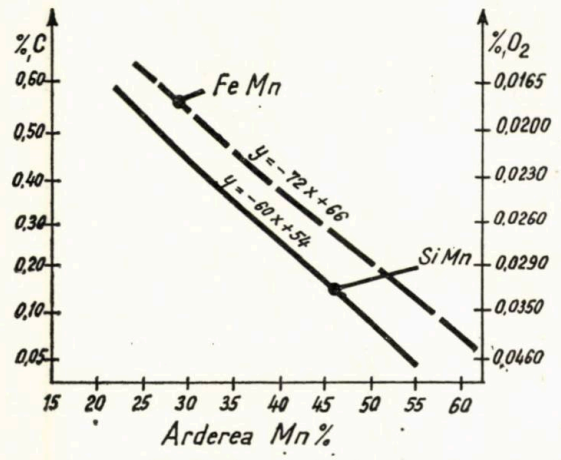


Fig. 4. Arderea Mn în funcție de % carbon la oprire și % de oxigen al oțelului înainte de oxidare.

la evacuare, cît și cel de la turnare, în ambele cazuri a avut valori diferite și care nu au putut duce la tragerea unei concluzii asupra influenței factorilor ulteriori dezoxidării asupra evoluției procentului de oxigen din oțel.

Analiza statistico-matematică a celor 100 de șarje comparate, dezoxidate cu feromangan și silicomangan a dus la stabilirea unei corelații între procentul de carbon la dezoxidarea și arderea manganului. Carbonul la oprire variază de la 0,05 la 0,50 %, iar arderea manganului corespunzător, de la 51 la 24 % în cazul silicomanganului și de la 62 la 30 % în cazul feromanganului.

Dreptele de regresie în cele două cazuri prezintă ecuațiile :

$Y = -72x + 66$ în cazul utilizării feromanganului ;

$Y = -60x + 54$ în cazul utilizării silicomanganului și indică o proporționalitate inversă.

A fost reprezentată și dependența conținutului de oxigen în aceeași diagramă, fără a se stabili o ecuație de ardere a manganului, arderea crescînd cu creșterea procentului de oxigen.

Dezoxidarea cu silicomangan duce la formarea, în primul rînd, ca produse de dezoxidare a unor silicați de fier și mangan care, datorită punctului scăzut de topire, sînt foarte fluizi la temperaturile de elaborare a oțelului.

Cuptoarele Martin la care s-au făcut aceste experimentări au în general un regim termic scăzut, iar utilizarea și dezoxidarea cu silicomangan facilitează elaborarea, scurtînd totodată durata șarjei în medie cu 5 min și reduce totodată consumul de feroaliaje, datorită faptului că arderea silicomanganului este mult inferioară arderii feromanganului, așa cum s-a văzut atît la un conținut apropiat de carbon la oprire, cît și în funcție de durata dezoxidării și evacuării (fig. 5). Dependența este directă, iar ecuațiile dreptelor de regresie sînt :

$Y = 1{,}12x + 14$ în cazul utilizării feromanganului ;

$Y = 0{,}73x + 12$ în cazul utilizării silicomanganului.

Această metodă de dezoxidare creează uneori condiții nefavorabile pentru separarea incluziunilor, pentru care este necesar ca conținutul de oxigen să aibă valori scăzute sau dezoxidarea în oală să se realizeze cît mai complex.

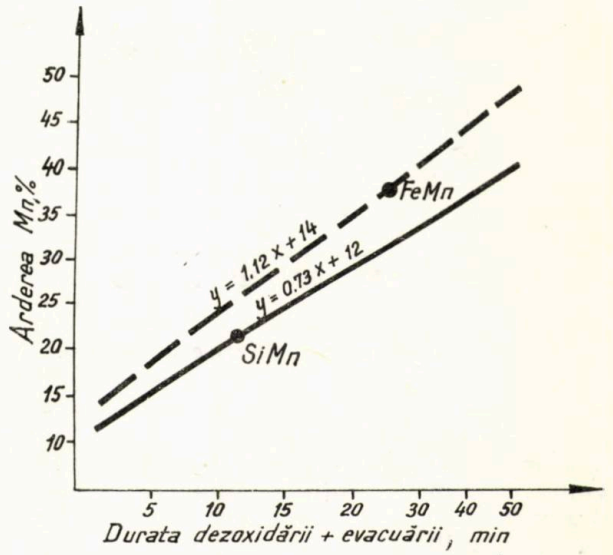


Fig. 5. Influența duratei dezoxidării și evacuării asupra arderii manganului.

Din cele expuse mai sus, rezultatele obținute duc la concluzia că elaborarea oțelurilor calmate obișnuite și slab aliate, cu respectarea compoziției chimice și a proprietăților mecanice corespunzătoare STAS-urilor și normelor interne, este mai avantajoasă în cazul utilizării la dezoxidare în cuptor a silicomanganului.

Acest avantaj rezidă din scurtarea duratei șarjei, utilizarea unui regim termic mai scăzut, deci economii de combustibili și energie și reducerea cheltuielilor cu feroaliajele la circa 2,4 lei/t.

Generalizarea dezoxidării cu silicomangan a dus și la îmbunătățirea calității oțelurilor elaborate' procentul de rebut scăzînd cu circa 20% față de vechea metodă de dezoxidare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vacniuc N. *Dezoxidarea oțelului de șină cu silicomangan ca înlocuitor complet al feromanganului.* Metalurgia, nr. 8, 1972, p. 535—537.

[2] Smoliarenko *Dezoxidarea oțelului de calitate.* Metallurg, nr. 10, 1969, p. 20—23.

[3] Petuhov *Influența variantelor de dezoxidare.* Ciornaia Metallurghiia, nr. 1, 1969, p. 35—40.

CRONICĂ

Progrese și modernizări ale instalațiilor electrice folosite în industria metalurgică

Recent a avut loc la București o consfătuire la care au fost analizate unele aspecte ale asimilării și modernizării mașinilor, aparatelor și instalațiilor electrice produse de industria electrotehnică pentru industria metalurgică. Cu această ocazie au fost prezentate referate ale unor specialiști din industria electrotehnică și metalurgică (cercetători, proiectanți și personal de exploatare) din institute și unități producătoare, care au abordat necesitatea folosirii, pe scară largă, în industria metalurgică a micromașinilor electrice cu întrefier axial și rotor disc, destinate echipării ventilatoarelor de puteri mici și mijlocii în siderurgie, trăgătorii de sîrmă, procese de electroliză. În acest scop, au fost realizate la Institutul de cercetare și proiectare pentru industria electrotehnică (I.C.P.E.) din București, în colaborare cu Întreprinderea „Electrotehnica" — București o serie unitară de servomotoare cu întrefier axial și rotor disc. Servomotoarele sînt alcătuite din două flanșe cu magneți permanenți care crează un cîmp de excitație magnetic axial, în care se află rotorul. Acesta este format din mai multe straturi de conductoare lamelare ștanțate în bandă de cupru, izolate între ele prin straturi de țesătură de sticlă impregnată cu rășină epoxidică. Jumătate din numărul de conductoare rotorice au în prelungirea lor lamele de colector, care alcătuiesc un colector separat. Conductoarele între ele și lamelele de colector sînt interconectate prin suduri, astfel încît formează o înfășurare închisă ondulată, serie sau serie-paralel. Alimentarea motorului se face prin intermediul sistemului de perii care calcă pe colectorul separat; concepția sistemului portperii asigură un bun contact electric și accesul ușor la perii. Motorul are de regulă două capete de ax, unul pentru acționare, iar altul pentru fixarea unui tahogenerator. În acest sens au fost realizate mai multe tipuri de servomotoare destinate ventilatoarelor, avînd puterile utile de 750, 1 500, 2 200, 4 000 și 5 500 W — turația fiind de 3 000 rot/min. Concepția după care sînt constituite permite o serie de avantaje, unele de ordin electric, de exemplu pornire rapidă, reglaj precis, rotire în ambele sensuri, gamă foarte largă de turații, constantă de timp electromagnetică practic nulă — și altele de ordin mecanic: inerție foarte mică a rotorului disc, constantă de timp mecanică foarte mică — aproximativ 10 ms — dimensiuni de gabarit reduse, geometrie favorabilă fixării în diferite poziții. Prezintă avantaje în plus față de tipurile străine deoarece, avînd un colector separat, durata de funcționare și fiabilitatea lor sînt mult mai mari. În afară de comanda instalațiilor de ventilație, aceste motoare electrice cu întrefier axial și rotor disc sînt utilizate și la acționarea automată a vanelor și pentru funcționarea aerotermelor auto.

În cadrul consfătuirii s-a relevat că la „Electroputere" — Craiova, una din marile uzine ale industriei electrotehnice românești, există actualmente o bogată experiență în domeniul mașinilor electrice rotative, de transformatoare, de aparataj de înaltă tensiune, destinate industriei siderurgice și metalurgice. În acest scop, au fost realizate motoare sincrone pentru compresoare de aer sau pompe. S-au asimilat de asemenea mașini electrice cu un număr mare de repere și subansamble, pentru funcționarea în aer liber, antiexplozive, pentru macarale, ventilatoare, mașini de ridicat.

Tot pentru industria metalurgică și siderurgică au fost asimilate noi transformatoare electrice și modernizate unele tipuri din seriile existente pentru puteri aparente de 20 — — 100 kVA, destinate celulelor stațiilor de transformare cu sisteme de bare de tip CI I—M—L—10, echipate cu întrerupătoare în ulei. S-au obținut astfel reduceri substanțiale de gabarit pentru celule de interior de 10 kV și 250 kVA.

Cu ocazia consfătuirii s-a arătat că printre cauzele care duc la deteriorarea instalațiilor electrice utilizate în metalurgie și siderurgie sînt coroziunea chimică și electrochimică a acestora. O cale verificată de prevenire a coroziunii instalațiilor electrice o constituie utilizarea maselor plastice, a lacurilor epoxidice și siliconice pentru acoperirea superficială a instalațiilor respective.

Foarte multe defecte ale mașinilor și instalațiilor folosite în metalurgie și siderurgie se produc din nerespectarea proceselor tehnologice în aceste ramuri. Această nerespectare apare cu atît mai gravă în cazul cînd instalațiile electrice sînt destinate unor obiective economice deosebite. Defectuoasa întocmire a normelor interne și caietelor de sarcini, eludarea unor aspecte determinate funcțional ale utilajelor și mașinilor care fac obiectul normelor interne respective duc la deteriorarea instalațiilor electrice. La aceasta contribuie și faptul că înainte de punerea în funcțiune a unei instalații electrice nu se iau măsuri de protecție a acestora. Unele mașini și aparate electrice (întrerupătoare, redresoare ș.a.) se pot deteriora din cauza proastei proiectări și a dimensionării acestora. Aceste defecte duc, în mod evident, la scurtcircuite, explozii grave care pun în pericol starea sănătății personalului de exploatare. Multe scurtcircuite, explozii și incendii se produc în instalații electrice în care sînt montate transformatoare și autotransformatoare. Explozia și incendierea unor transformatoare iau naștere deoarece personalul de exploatare nu le acordă interes.

Pentru mărirea eficacității tehnice a reparațiilor, a înlăturării defectelor mașinilor și aparatelor electrice, folosite în metalurgie și siderurgie, precum și pentru prevenirea apariției defectelor, se impune respectarea parametrilor tehnologici de fabricație și organizarea controlului operativ intermediar și final al calității produselor. Acest control trebuie să aibă în primul rînd un caracter tehnic și să înceapă de la controlul materiilor prime și al materialelor, cu ajutorul aparatelor de măsură în laboratoarele special organizate pe specific. Va trebui apoi controlate periodic instalațiile electrice industriale, revizuindu-se părțile lor componente. Nu este admisibil ca o mașină electrică reparată să aibă parametri mai slabi decît ai aceleiași mașini în starea ei inițială. De aceea trebuie să fim foarte atenți cînd acordăm unor mașini sau instalații un anumit calificativ, deoarece orice calificativ are o mare importanță asupra hotărîrii pe care trebuie s-o luăm în legătură cu modul ei de utilizare și cu condițiile de reparare. Un aspect care a fost de asemenea menționat cu ocazia consfătuirii și care contribuie la prevenirea deteriorării mașinilor și instalațiilor electrice în siderurgie și metalurgie îl constituie revizia periodică temeinică, care contribuie și ea la mărirea duratei de viață a acestora. Revizia periodică a unui motor sau cablu electronic trebuie să cuprindă: starea tehnică generală, funcționarea liniștită a cuzineților și părților în rotație, sistemul de comutație.

Dr. ing. C. Cruceru

Atmosfere de tratament termic avînd ca bază principiul picurării

Ing. D. Ionescu, ing. C. Podeanu și ing. C. Trăistaru

Institutul de cercetări și proiectări tehnologice pentru sectoare calde — București

CZ 621.78.062.3

De la începutul utilizării atmosferelor controlate în cuptoarele de tratament termic, în paralel cu generatoarele special construite, s-a dezvoltat și procedeul mai simplu de realizare a atmosferei direct în spațiul de lucru al cuptorului, prin descompunerea unor substanțe organice.

În urmă cu cîțiva ani, I.C.T.C.M. a studiat posibilitatea realizării unei atmosfere carburante direct în spațiul de lucru al cuptorului, prin picurarea unor lichide organice, cu scopul de a pune la îndemîna uzinelor, care nu posedă rețeta de gaze naturale, un procedeu de cementare în gaz. Rezultatele obținute au fost încurajatoare, procedeul fiind folosit la cîteva uzine din țară cu bune rezultate. La Uzina „Independența" — Sibiu s-a executat cementarea bucșelor, lanțurilor cu role, prin picurarea benzenului (C_6H_6), pentru realizarea unui strat cu adîncimea de 0,1—0,2 mm, obținîndu-se o precizie a conducerii procesului mai bună decît în cazul utilizării unor băi de săruri. Totuși, nu se poate vorbi încă de utilizarea pe scară largă a acestui procedeu simplu, datorită faptului că nu sînt cunoscute toate posibilitățile pe care le are pentru realizarea unei game largi de atmosfere controlabile.

Pe de altă parte, se consideră probabil că lipsa complexității acestui procedeu nu îl face sigur, fără să se știe că în prezent se folosesc metode perfecționate de producere a atmosferei direct în cuptor prin disocierea unor substanțe lichide, care pot rivaliza cu utilizarea generatorilor de atmosferă controlată, fără amenajări deosebite.

Prin introducerea unui lichid organic în spațiul de lucru al unui cuptor, la temperaturi de peste 650°C, se va obține după descompunere un amestec gazos format din CO, CO_2, CH_4, H_2 și H_2O, uneori separîndu-se și carbon.

Compoziția atmosferei realizate prin cracarea lichidului depinde de compoziția acestuia, de temperatură și de durata de menținere la temperatură.

În condiții obișnuite, la temperatura de 925°C, prin descompunerea alcoolilor industriali, se obțin atmosfere cu compoziții prezentate în tabela 1.

Gazul obținut prin cracarea alcoolului metilic nu-și modifică practic compoziția în timp și poate fi considerat un gaz portant stabil, la care se poate adăuga un alt lichid ce realizează potențialul de carbon dorit.

Tabela 1

Alcool	Compoziția, %				
	CO	H_2	CO_2	CH_4	H_2O
Metilic	32,90	65,70	0,20	0,70	0,50
Propilic	19,85	79,05	0,05	0,75	0,30

Alcoolul etilic realizează o atmosferă (la fel ca și alcoolul propilic) cu un conținut de 66% CH_4, care în timpul menținerii la temperatură scade pînă la dispariție, conform reacției: $CH_4 \rightarrow 2\,H_2 + C$.

Acetona se descompune după reacția: $2(CH_3-CO-CH_3) \rightarrow 2\,CO + 3\,CH_4 + C$ care duce la o proporție de 40% CO și 60% CH_4 în atmosferă rezultată și circa 10% din greutatea acetonei ca produs solid (funingine), carbonul obținut din reacția de cracare.

Un amestec format din 73% alcool etilic și 27% apă, supus cracării, duce la o atmosferă cu următoarea compoziție (înainte de a intra în reacție componenții obținuți): 29% CO, 3% CO_2 și 68% H_2. În afară de lipsa azotului, acest amestec corespunde atmosferei obținute de la un generator exotermic.

Prin amestecuri de alcooli, alcooli cu acetonă, alcooli cu benzen, sau alte combinații se pot obține potențiale diferite de carbon în atmosfera de lucru și un anumit raport între conținuturile de CO, CO_2, H_2 și H_2O. De asemenea, prin adaosuri de substanțe care conțin și azot, atmosferele obținute după cracare pot completa gama dorită, astfel încît procedeul picurării poate să devină un concurent al generatorilor de atmosferă controlată.

La alegerea substanțelor pentru producerea directă (prin cracare) a atmosferei controlate se va avea în vedere să se amestece numai lichide, nu și particule solide, complet miscibile, chiar și la temperatură mai joasă (iarna în caz de depozitare afară). Se va evita utilizarea substanțelor cu punct de evaporare prea ridicat, și a celor nemiscibile cu apa, care ar produce dificultăți la strîngerea eventualelor incendii. Este de dorit să nu se utilizeze substanțe toxice sau corosive.

Recipienții de depozitare a substanțelor trebuie să fie ermetic închiși atît din cauza faptului că lichidele utilizate sînt, în general, higroscopice, cît și pentru a evita degradarea lor la menținere îndelungată.

Introducerea lichidului în cuptor, din rezervorul de alimentare, se poate face prin injecție, cu pompe, prin cădere, prin picurare (mai simplu) sau cu presiune de azot dintr-un rezervor. Oricare ar fi metoda de introducere, trebuie dată mare atenție măsurării precise a debitului de hidrocarbură lichidă.

Se va evita introducerea lichidului prin tuburi orizontale sau înclinate, astfel încît să nu fie în contact cu tubul la temperaturi mai joase decît cele de lucru, pentru că astfel se produc fenomene de cracare parțială și de condensare, formîndu-se gudroane sau cocs care înfundă conducta.

Lichidul cade pe o plăcuță în zona temperaturii de lucru sau pe paletele ventilatorului de agitare.

O altă metodă, care dă rezultate foarte bune, este cea a cracării lichidului într-o instalație separată de cuptor, dar în acest caz se ajunge practic tot la soluția folosirii unui generator de atmosferă controlată.

Prezentul articol se referă numai la metoda obținerii atmosferei controlate direct în spațiul de lucru al cuptorului, prin picurare, deoarece este simplă, economică și ușor de aplicat.

Lichidul trebuie introdus prin picurare în cuptor la temperaturi mai mari de 650°C, pentru a se evita pericolul de explozie.

La punerea în funcțiune a unui cuptor nou, sau după o reparație, este necesar ca acesta să funcționeze cel puțin 24 h (continuu sau cu întreruperi) la temperatura de circa 900°C, concomitent cu introducerea de substanță în regimul normal pentru crearea atmosferei la suprapresiunea necesară.

Flacăra aprinsă la orificiul de evacuare poate fi un indicator destul de sigur al parametrilor atmosferei (debit, presiune, grad de disociere). În funcție de tipul de cuptor, șarjă și dimensiunea spațiului de lucru, debitul de substanță este cuprins între 100 și 250 cm³/h. Pentru fiecare cuptor în parte, trebuie stabilit debitul minim necesar.

După cum se știe, dacă piesele au conținutul de carbon mai mic decît potențialul atmosferei la temperatura respectivă, în funcție de compoziția atmosferei, pot avea loc reacțiile :

$$2\ CO \rightarrow CO_2 + C,$$ care difuzează în oțel

sau

$$CH_4 \rightarrow 2\ H_2 + C,$$ care difuzează în oțel.

În acest caz compoziția atmosferei din cuptor se modifică în sensul scăderii potențialului ei de carbon, dacă nu se completează prin introducerea de noi substanțe. Astfel, dacă se consideră spațiul de lucru al cuptorului complet etanș, temperatura de lucru de 930°C și conținutul de carbon al pieselor de 0,1%, în cazul unei atmosfere cu 60% H_2 și 0,30% CH_4, avînd potențialul de C de 0,8%, prin consumul de CH_4 (prin reacția $CH_4 \rightarrow 2\ H_2 + C$) potențialul de C scade la 0,6% cînd $CH_4 = 0{,}22\%$ și la 0,4% cînd CH_4 ajunge la 0,15%. În aceleași condiții, în cazul unei atmosfere cu 20% CO și 0,14% CO_2, prin scăderea conținutului de CO și creșterea celui de CO_2 (prin reacția $2\ CO \rightarrow CO_2 + C$) potențialul de carbon al atmosferei scade de la 0,8 la 0,6% cînd CO_2 devine 0,18% și la 0,4% cînd CO_2 crește la 0,28%. Pentru a nu se produce aceste modificări ale compoziției atmosferei, în condiții industriale se alimentează continuu cuptorul cu un anumit debit de substanțe.

Nu este necesar ca pe toată durata procesului de carburare să se mențină potențialul de carbon al atmosferei corespunzător conținutului care se cere în final pentru stratul cementat. Din contră, se poate conduce procesul de difuziune cu un potențial de carbon mai mare (corespunzător limitei de saturare a carbonului în austenită la temperatura respectivă) la începutul procesului și numai în ultima etapă să se regleze prin potențialul de carbon al atmosferei conținutul final în strat.

De exemplu, la temperatura de 925°C, pentru a se obține o adîncime de strat de 0,85 mm este necesară o durată de 8 h la un potențial de 0,4% C, de 4 h la un potențial de 0,6% C și numai 2 h la potențialul de 1,4% C.

Avantajele acestei metode sînt următoarele : se reduce durata procesului de difuziune ; se obține pe o adîncime mare a stratului, conținut constant în carbon, fără scăderea bruscă ce apare în cazul difuziei cu potențial constant de carbon pe toată durata procesului.

În figura 1 se arată, comparativ, curbele conținutului de carbon în stratul cementat al unui oțel cu 0,1% C, obținute prin regimuri de difuziune diferite.

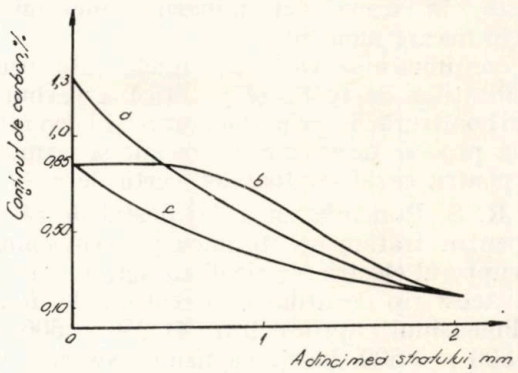


Fig. 1. Variația conținutului de carbon în stratul cementat al unui oțel cu 0,1% C, în funcție de regimul de difuziune la temperatura de 925°C :
a — cementare 10 h la potențial de 1,3% C ;
b — cementare 8 h la potențial de 1,4%, apoi 2 h la potențialul de 0,85% C ;
c — cementare 12 h cu potențial de 0,85% C.

Din diagramă se poate vedea că regimul mai avantajos este cel corespunzător curbei *b*.

Pentru măsurarea indirectă a potențialului de carbon, trebuie stabilite următoarele date: compoziția teoretică a atmosferei obținute în momentul cracării; compoziția aproximativă a atmosferei la terminarea operației (cînd componenții atmosferei au interacționat), neglijînd CO_2, CH_4 și H_2O.

Compoziția la cracare se folosește la calculul debitului și al carbonului disponibil pentru un litru de lichid, iar compoziția finală permite prin conținuturile aproximative de H_2 și CO să se determine CO_2 și H_2O (respectiv punctul de rouă), pentru evaluarea potențialului de carbon.

Pentru măsurarea directă a potențialului de carbon se pot folosi mai multe metode:

1. Metoda „Microcarb" se bazează pe introducerea unui fir de oțel în cuptor, a cărui rezistență electrică variază în funcție de conținutul de carbon care difuzează în el și care poate fi detectată de aparate de control. Prin intermediul altor aparate de reglare, se comandă introducerea anumitor cantități de substanțe în cuptor.

2. Metoda de determinare a conținutului de CO_2, pe baza căruia se poate face corectarea debitului de lichid la valoarea necesară unui anumit potențial de carbon.

3. Metoda „Carbomaag", care măsoară continuu punctul de rouă și, prin intermediul unor aparate, corectează automat debitul de substanțe.

Din datele din literatură se pare că ultimele două metode sînt preferate în industrie.

Ca principiu de lucru la metoda *2* se începe cementarea cu un lichid bogat, iar în etapa finală se introduce un lichid sărac.

La metoda *3* se alimentează continuu cuptorul cu lichid sărac (alcool metilic) la debitul necesar cuptorului respectiv și se adaugă lichidul bogat (acetat de etil) la debitul necesar impus de aparate, în urma determinării punctului de rouă în fiecare moment.

În continuare se vor arăta unele date asupra posibilităților de realizare practică a carburării și carbonitrurării prin picurare și, eventual, a altor procese de tratament termic și termochimic, pentru cazul cuptoarelor verticale.

În R. S. România un utilaj destul de răspîndit pentru tratamente termice și termochimice este cuptorul electric vertical, cu agitarea atmosferei. Acest tip de utilaj este realizat de diverse tipodimensiuni cuprinse între Ø 350 × 500 mm și Ø 800 × 1 500, în cîteva uzine existînd chiar cuptoare cu dimensiuni mai mari.

Cu amenajări minime, aceste cuptoare pot realiza încălziri pentru călire în atmosfere de protecție obținute prin picurare, carburare, carbonitrurare sau nitrocarburare prin picurare. Este vorba de instalarea unui picurător cu vizor de control al debitului de picături și un rezervor de substanță în imediata apropiere a cuptorului. Proiectul unei asemenea instalații a fost întocmit de I.C.T.C.M. și poate fi adaptat la orice tip de cuptor. De la caz la caz, se poate completa dotarea cu un aparat pentru analizarea atmosferei, determinarea punctului rouă etc.

În mod normal, odată determinat amestecul corect, pentru un tip de cuptor vertical și în cazul unor șarje de piese de serie mare, în condiții similare de lucru în fiecare zi, este suficient a se urmări doar constanța debitului de substanță și culoare și mărimea flăcării de control.

Încălzirea pentru călire. Pentru realizarea încălzirii pentru călire în atmosferă de protecție, amestecul lichid picurat în cuptor, care este cel mai economic pentru R. S. România, va trebui realizat pe bază de alcool metilic. În funcție de temperatura de lucru și de compoziția chimică a oțelului din care sînt confecționate piesele supuse încălzirii, se va utiliza alcoolul metilic ca atare sau în amestec de diferite substanțe, care să asigure potențialul de carbon al atmosferei în echilibru cu cel al pieselor (sau puțin superior). Astfel se pot realiza amestecuri în diverse proporții, între alcoolul metilic și benzen, alcool etilic, acetonă, petrol, alcool propilic, folosindu-se una sau mai multe din aceste substanțe.

Din punct de vedere economic, cel mai indicat amestec se pare a fi alcoolul metilic și benzenul.

Carburarea. Pentru carburare, folosindu-se atmosfera generată prin picurarea unor substanțe, se apreciază că se poate realiza un amestec corect folosindu-se alcoolul metilic (care să asigure așa-numitul „gaz purtător") și benzenul (eventual alte substanțe enumerate mai sus).

Procesul carburării va putea decurge astfel: încălzire între 750 și 925°C în atmosferă generată prin picurarea alcoolului metilic; menținere la temperatura de 925°C durata de timp necesară realizării stratului dorit în atmosfera generată prin picurarea unui amestec de alcool metilic cu benzen (sau altă substanță) în proporții determinate de conținutul de carbon dorit în atmosferă, de tipul cuptorului și felul încărcăturii; menținere la temperatura de 925°C 1—2 h în amestec de alcool metilic cu 5—10% benzen (sau alte proporții din celelalte substanțe utilizate); călirea directă sau răcirea în cuptor pînă la temperatura de călire, în atmosferă de alcool metilic.

Debitul de substanță va fi reglat în funcție de cuptor și șarjă, dar avîndu-se în vedere (în lipsa unor analize ale gazului obținut) să nu se depună carbonul în exces sub forma negrului de fum.

După cîteva experimentări, se poate stabili o corelație între debitul de substanță, culoarea flăcării și felul șarjei, care să ajute la realizarea unui proces de carburare corect, ușor de urmărit de un muncitor cu calificare redusă.

Carbonitrurarea. În vederea realizării difuziei concomitente a carbonului și azotului, la temperaturi cuprinse între 800 și 900°C, se poate utiliza în principiu, ca bază a atmosferei, amestecul pe bază de alcool metilic, cu sau fără adaosul

corespunzător pentru carburare și în amestec cu o substanță care va aduce azotul necesar (și eventual și carbonul). Se poate utiliza anilina, piridina, trietanolamina ș.a. sau unele soluții care conțin amoniac.

În principiu, procesul de carbonitrurare va putea decurge ca în cazul cementării, ținîndu-se seamă de particularitățile care dirijează difuzia concomitentă a carbonului și azotului (temperatura aleasă, pericolul apariției austenitei reziduale etc.).

Se apreciază că procesul de carbonitrurare prin picurare este cel mai simplu de aplicat în condițiile actuale ale industriei în R. S. România.

Nitrocarburarea sau nitrurarea. La acest punct se vor prezenta posibilitățile, neverificate încă în practică, în R. S. România, de a se realiza difuzia azotului și carbonului la temperaturi cuprinse între 500 și 600°C.

Anumite cercetări indică modalitatea de a se realiza nitocarburarea la temperatura de circa 570°C, folosind picurarea trietanolaminei. Fără a nega această posibilitate, autorii își exprimă rezerva în ceea ce privește decurgerea procesului fără incidente, deoarece această substanță depune gudroane în domeniul temperaturilor joase, astfel că pot apărea depuneri solide sau înfundări ale orificiilor cuptorului. Se presupune că în amestec cu alt lichid (probabil tot alcool metilic) se poate obține un proces de difuzie corect.

Pentru realizarea unei difuzii concomitente la temperatura joasă se pare că ar mai fi posibile trei căi :

— Folosirea unor soluții care să conțină amoniac dizolvat în cantitate suficientă, capabile să cedeze și carbon în stare născîndă.

— Folosirea introducerii amoniacului gazos, concomitent cu picurarea unui lichid capabil să cedeze carbonul necesar.

— Injecția unei substanțe capabile să cedeze carbon, cu ajutorul amoniacului la oarecare presiune.

În ceea ce privește realizarea numai a nitrurării folosind picurarea, se pare că ar putea fi folosită calea indicată mai sus dacă se realizează o soluție care să conțină amoniac, cu puțin carbon (sau fără) și care să nu aibă un pronunțat caracter oxidant.

Se subliniază încă o dată că cele arătate în cadrul acestui punct au numai o bază teoretică care, după părerea autorilor le poate impune mai întîi atenției cercetărilor și apoi și producției industriale, datorită eficienței acestor procedee în ceea ce privește rezistența la uzură (și într-o oarecare măsură și la coroziune) combinată cu obținerea unor deformații minime.

În concluzie, se poate afirma că, fără a se folosi generatoare de atmosferă controlată, se pot obține compoziții ale atmosferei de lucru din cuptor în limitele dorite, cu ajutorul unor lichide disociate în interiorul cuptorului.

Cu amenajări minime și nepretențioase, se poate realiza acest lucru la orice cuptor vertical, cu etanșare corespunzătoare și cu agitarea atmosferei.

Prin folosirea procedeului picurării, se poate realiza o gamă foarte largă de tratamente termice sau termochimice, din punct de vedere teoretic fiind posibilă și difuzia altor elemente decît a carbonului și azotului.

Procedeul picurării este mai economic decît folosirea unor generatoare separate, fiind comparabil cu folosirea gazului metan brut.

Ca precizie de lucru, este superior folosirii gazului metan brut și comparabil cu utilizarea generatoarelor de atmosferă.

Realizarea atmosferei direct în cuptor, ca urmare a disocierii unor lichide, prezintă un grad scăzut de toxicitate și periculozitate, inferior utilizării atmosferelor generate în instalații separate și comparabil cu folosirea gazului metan brut și a amoniacului.

Se apreciază că pentru condițiile actuale din industria R. S. România, procedeul picurării este foarte indicat datorită avantajelor sale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Canuet J. *Producerea atmosferei în cuptoarele de tratament termic prin cracarea lichidelor organice (partea I și II).* Traitement thermique, nr. 47 și 48, 1970, p. 23—29 și 25—34.

[2] * * * *Carburarea și carbonitrurarea pieselor din oțel prin picurarea în cuptor a benzenului sau a altor hidrocarburi lichide.* Lucrările de cercetare I.C.T.C.M., simbol FJI și IHO, 1964—1965.

[3] * * * *Raportul delegației care a efectuat deplasarea în R.S.C. în anul 1966 în legătură cu procedeul picurării.*

[4] Trăistaru C. *Nitrurarea în mediu gazos obținut prin picurarea unor amestecuri lichide în spațiul de lucru al cuptorului.* Lucrare pentru cursuri postuniversitare la Universitatea Brașov, 1972.

Elemente de tehnică nouă în industria cocsochimică cu efecte în economia de combustibili și lărgirea bazei de materii prime pentru producerea cocsului de furnal

Ing. M. Brănescu
IPROMET

CZ 662.74.003.1

În ultimii ani în țări cu industrie de cocs foarte dezvoltată s-au făcut investigații și experimentări care să ducă la o mai mare productivitate a cuptoarelor de cocsificare, în paralel cu utilizarea pe scară cît mai largă a cărbunilor cu însușiri slabe de cocsificare.

Cercetările s-au îndreptat atît asupra construcției cuptorului propriu-zis, care este agregatul de bază și în același timp cel care dă ponderea principală în investiție, cît și asupra tehnologiilor de pregătire a șarjei de cărbuni, ținîndu-se seamă de condițiile impuse cocsului de către consumator — furnalul; s-a plecat de la faptul că la furnale se cere un cocs de granulație cît mai uniformă, respectiv în gama de dimensiuni 25—60 mm.

Pentru creșterea productivității cuptoarelor de cocsificare s-a acționat în mai multe direcții și anume: mărirea dimensiunilor cuptoarelor; intensificarea procesului de cocsificare; pregătirea termică a șarjei.

Mărirea dimensiunilor cuptoarelor

Se construiesc cuptoare cu camere de cocsificare de 40, 45 și chiar 60 m³, dar trebuie menționat că dimensiunile camerelor de cocsificare nu pot fi nelimitate din motive constructive și de fapt se poate considera că dimensiunile nu vor depăși cu mult pe cele ale camerei de 60 m³.

Intensificarea procesului de cocsificare

În condiția menționată că la furnale se cere un cocs de granulație cît mai uniformă în gama dimensiunilor 25—60 mm, intensificarea procesului de cocsificare a devenit o problemă de mare însemnătate și a impus la bateriile moderne adoptarea unor viteze de cocsificare mai mari decît cele actuale (25 mm/h).

Astfel, cele mai multe uzine din S.U.A. și Canada funcționează cu cuptoare cu viteze de cocsificare de 26,1—28,2 mm/h, iar în prezent la bateriile noi construite în S.U.A. și Japonia s-au adoptat viteze de cocsificare de 32 mm/h (firma Wiliputt prevede, la lățimea cuptoarelor de 432 mm și 457 mm, viteze de cocsificare de 32,6 mm/h; firma Otto R.F.G. prevede pentru cuptoare de 470 mm viteze de cocsificare de 29 mm/h).

Intensificarea procesului de cocsificare se obține prin: ridicarea temperaturii în canalele de încălzire; perfecționarea construcției cuptoarelor.

Cele de mai sus, pe lîngă creșterea eficienței cuptoarelor, permit să se mai obțină: cocs de calitate mai bună în ceea ce privește granulația, roaderea și rezistența structurală, precum și posibilitatea utilizării cărbunilor slabi aglutinabili, deoarece mărirea vitezei de cocsificare face posibilă îmbunătățirea aglutinării (permite deci mărirea substanțială a resurselor de cărbuni pentru cocs).

Intensificarea procesului de cocsificare se realizează după cum urmează:

a) *Prin ridicarea temperaturilor în canalele de încălzire ale cuptoarelor de cocs.* S-a pus problema cocsificării șarjei la temperaturi de încălzire mai mari decît cele utilizate în prezent (1 350°C), ajungînd, la baterii cu lățimea camerelor de 400 mm, la temperaturi de 1 490°C. Această creștere de la 1 350 la 1 490°C a dus la reducerea duratei de cocsificare de la 14 la 11 h, deci un spor de productivitate de 20%. În aceste condiții calitatea cocsului obținut dintr-o șarjă cu 22% volatile s-a modificat astfel:

— clasa peste 80 mm s-a redus de la 27,7 la 12,7%;

— clasele 60—40 mm și 40—20 mm s-au mărit de la 34,3 la 45,7% și, respectiv, de la 9,8 la 19,8%, conținutul de cocs mărunt (20 mm) rămînînd neschimbat;

— indicele M 40 scade puțin datorită numeroaselor fisuri, iar rezistența structurală crește.

Experimentările făcute în U.R.S.S. de către Institutul de cercetări UHIN și Institutul de proiectări Ghiprokoks la uzina de cocs din Harkov au demonstrat că, la cuptoarele de tip PVR cu încălzirea la partea inferioară și lățimea camerei de 407 mm, mergînd cu temperaturi pînă la 1 460°C în pereții de ardere, s-a realizat reducerea duratei de cocsificare la 12 h și 20 min, obținîndu-se un cocs cu următoarea granulație și rezistență:

— peste 80 mm—24%;
— 60—25 mm — 70%;
— M 40 s-a modificat de la 77,3 la 74,7;
— M 25 și M10 s-au menținut.

Roaderea s-a micşorat cu 10%, adică de la 10 la 9%.

Experienţele din U.R.S.S. au arătat că, dacă temperatura de cocsificare creşte de la 1 330—1 350°C la 1 400—1 410°C, ceea ce la cărămida de silica este posibil, productivitatea cuptoarelor creşte cu 12—13% şi, deşi M40 scade la cocsificarea în regim intensiv, consumul specific de cocs în furnal a scăzut cu 5,7%; consumul specific de cocs de temperatură ridicată (1 100°C la centrul pilotului) este cu 1,85% mai mic decît cel de cocs obişnuit (1 000°C în centrul pilotului).

b) *Prin perfecţionarea construcţiei cuptoarelor de cocs*. Deşi aparent o lăţime mai mică a camerei de cocs (400 în comparaţie cu 450 mm) duce la o productivitate mai mare a bateriei de cuptoare, datorate reducerii duratei de cocsificare, specialiştii au demonstrat că lăţimea optimă economică a camerei de cocsificare este totuşi de 450 mm, menţionînd că diferenţierile de temperaturi din cocs se egalizează la stingerea uscată.

Grosimea peretelui de încălzire afectează direct durata de cocsificare; reducerea grosimii peretelui de încălzire nu a fost prea mult studiată şi experimentată dar calculele arată că micşorarea grosimii acestuia de la 105 (grosime uzuală în prezent) la 90 mm duce la reducerea duratei de cocsificare de la 14 la 12 h.

Din calcule rezultă că reducerea cu 1 mm a grosimii peretelui de încălzire modifică durata de încălzire cu 5,4—6 min.

În prezent se studiază cărămizi silica de calitate superioară pentru a reduce grosimea pereţilor de încălzire la 60—70 mm.

c) *Prin utilizarea materialelor refractare cu conductibilitate termică mai ridicată*. Pentru mărirea vitezei de încălzire se fac cercetări în direcţia ridicării conductibilităţii cărămizilor de silica, cît şi pentru găsirea unor materiale noi.

Există lucrări care confirmă ridicarea vitezei de cocsificare prin utilizarea de cărămidă silica cu 2% oxid de cupru şi o masă volumetrică de 1,94 t/m³. Cu aceste cărămizi la aceleaşi temperaturi productivitatea cuptorului creşte cu 15%.

La uzina Konsett Iron din Anglia, în 1969 s-au dat în funcţiune 2 × 26 cuptoare construite din cărămidă silica densă, realizînd o scădere a duratei de cocsificare de la 18 la 16 h, deci un spor de productivitate de 10%.

Cărămidă silica cu conductibilitate ridicată se utilizează în prezent în S.U.A., R.F.G. şi Japonia.

În U.R.S.S. urmează să se producă cărămizi silica cu densitate mărită care vor permite, la camerele cu lăţimea de 410 mm, reducerea duratei de cocsificare la 12,5 h.

Pregătirea termică a şarjei

În mai multe ţări cu industria de cocs dezvoltată ca Franţa, Japonia, Anglia, S.U.A., de mai mulţi ani se fac încercări şi experimentări — la diverse scări — pentru pregătirea termică a şarjei. Urmare a acestora s-a pus la punct o instalaţie la uzina Ironton din S.U.A., aplicînd două tehnici independente la origină şi anume: concasarea şi preîncălzirea şarjei — brevet Cherchar, Franţa şi încărcarea prin conducte cu fluid vehiculant — abur — Allied-Chemical, S.U.A.

Instalaţia este în funcţiune din anul 1970, luna octombrie şi după datele furnizate de exploatare a funcţionat fără probleme majore, opririle şi defecţiunile fiind puţine. Se menţionează că instalaţia este foarte suplă, respectiv opririle şi punerile în funcţiune sînt foarte uşoare şi rapide.

Caracteristicile instalaţiei:

— capacitatea de preîncălzire, 36 t/h;
— umiditatea înainte de încălzire, 9%;
— umiditatea şarjei încălzite, 0%;
— numărul de cuptoare, 24;
— conductele de alimentare Ø 150 mm din oţel carbon;
— durata unei încărcări, 6 min;
— greutatea încărcăturii, 13,4 t;
— durata de cocsificare, 11 h (faţă de 16 h normal);
— consumul de căldură (preîncălzitoare + + cocsificare), 525 kcal/t cărbune uscat.

Avantajele acestei instalaţii sînt estimate astfel:

— productivitatea cuptoarelor creşte cu 40%;
— posibilitatea utilizării, la o calitate de cocs comparabilă, a cărbunilor mai slab cocsificabili;
— eliminarea aproape totală a scăpărilor de gaze şi de praf la încărcarea cuptoarelor;
— automatizare avansată;
— suplete foarte mare la oprirea şi pornirea instalaţiei;
— costul se poate considera egal cu al unei instalaţii clasice (adică dacă pentru plusul de producţie de cca. 40% s-ar construi cuptoare clasice); în plus apar avantaje din utilizarea cărbunilor cu calităţi inferioare de aglutinare.

Pe baza rezultatelor bune obţinute, s-a extins construcţia unor asemenea instalaţii la 70 cuptoare de 25 m³ la Uzina cocsochimică din Detroit — S.U.A. Aceasta urma să intre în funcţiune în aprilie 1973, la o capacitate de 72 t/h. După anul 1973 se prevede ca în S.U.A. toate uzinele de cocs să treacă la cocsificarea şarjelor uscate sau preîncălzite.

În U.R.S.S. această problemă este de asemenea privită cu multă atenţie, în prezent desfăşurîndu-se lucrările de proiectare pentru instalaţii

industriale destinate bateriilor de cocsificare cu capacitate peste 1 mil. t/an.

Mărirea productivității cuptoarelor de cocs se poate realiza pe seama următoarelor elemente :

— mărirea volumului camerei de cocsificare (limitat însă constructiv) ;

— intensificarea procesului de cocsificare prin ridicarea temperaturilor canalelor de încălzire, mărirea conductibilității termice a pereților camerelor de cocsificare, reducerea grosimii pereților de încălzire ;

— cocsificarea șarjelor preîncălzite.

Prin aplicarea numai parțială a elementelor de mai sus se poate conta pe o mărire a productivității cuptoarelor de cocs de minimum 40%, în paralel cu rezolvarea unor probleme importante de protecția muncii și poluarea mediului.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Dare de seamă asupra deplasării în S.U.A. a unui grup de membri ai Asociației tehnice a siderurgiei franceze.* Circulaire d'Information Technique, nr. 7—8, 1972.

[2] * * * *Perspectivele dezvoltării procesului de cocsificare în straturi.* Koks i himiia, nr. 12, 1972.

[3] * * * *Încărcarea cărbunilor preîncălziți în cuptoarele de cocs.* Blast Furnace and Steel Plant, nr. 5, 1970.

Dr. ing. M. Guțu
Institutul de cercetări metalurgice — București
și mat. Ileana Guțu
Institutul central de conducere și informatică — București

Exprimarea matematică a ecruisării benzilor din oțel laminate la rece*)

CZ 621.771.23

Considerații teoretice. Laminarea la rece a benzilor din oțel are loc prin reducerea grosimii simultan cu alungirea, fără să se producă lățiri sensibile sau sesizabile. În structura internă se petrec modificări, manifestate printr-o variație a proprietăților în sensul creșterii rezistenței mecanice (la curgere și la rupere) și scăderii plasticității (alungirea și gîtuirea la rupere). Fenomenul de durificare, ecruisajul, reclamă creșterea continuă a efortului și a lucrului mecanic de deformație. Sporirea simultană a fragilității face ca local, la concentrări de tensiuni, să se depășească limita de rupere și materialul să se fisureze. Prin ecruisare limita de curgere crește mai repede decît limita de rupere, iar la o apropiere prea mare a celor două momente și nestăpînirea procesului de deformație ruperea devine iminentă.

Ecruisajul se manifestă la scară microscopică prin alunecări plastice și orientarea grăunților pe direcția deformației. Datorită împiedicării în rotirea liberă, grăunții individuali suferă încovoieri și fragmentări. Elementele de neomogenitate din structura primară de turnare și moștenite pînă în faza premergătoare laminării la rece determină apariția structurii fibroase.

La nivelul rețelei atomice ecruisajul își găsește explicația în regimul existenței, generării și circulației dizlocațiilor. În paralel cu deplasarea de-a lungul planelor de alunecare a dizlocațiilor preexistente, alunecările plastice din timpul deformației introduc dizlocații noi. Circulația dizlocațiilor vechi și noi duce la blocarea reciprocă sau la blocarea în obstacolele structurale (limite și sublimite granulare) a acestora, materialul devenind mai rezistent. Scăderea progresivă a mobilității dizlocațiilor impune tensiuni sporite în viitoarea deformație.

Curbele de ecruisare. Gradul de ecruisare și efectul lui asupra plasticității materialului se cere cunoscut într-o exprimare numerică și ușor calculabilă, susceptibilă înglobării în modelul matematic al procesului de laminare la rece. În capitolul plastomecanicii laminării la rece a benzilor se uzează formularea rezistenței de deformație de-a lungul arcului de contact (egală cu presiunea de contact cilindru-metal), în funcție de limita inferioară a rezistenței la curgere (teoria energiei de deformație a lui Huber, Mises și Hencky). Cercetările experimentale și confruntarea cu rezultatele practice au confirmat avantajul folosirii acestui parametru pentru estimarea ecruisajului. Rezistența la curgere se raportează pentru benzile laminate la rece la reducerea totală, mărime care redă simplu și fidel gradul de deformare.

Pentru atingerea unui nivel de similitudine cît mai apropiat de realitatea procesului industrial, încercările de determinare a rezistenței la curgere s-au efectuat asupra unor probe, prelevate direct din banda laminată la laminorul de benzi la rece de la C. S. Galați. Probele au fost prelevate sistematic în următoarele zone :

— între desfășurător și caja 1 ;
— între cajele 1 și 2 ;
— între cajele 2 și 3 ;
— între cajele 3 și 4 ;
— între cajele 4 și 5 ;
— între caja 5 și înfășurător.

Mărcile de oțeluri analizate și compozițiile lor chimice sînt indicate în tabela 1. Pentru acoperirea unui registru larg al programului dimensional de producție s-au efectuat încercări pentru un număr cît mai mare de grosimi de bandă și, în primul rînd, pentru grosimile laminate în mod curent.

Tabela 1

Marca	C_{max}	Si	Mn	P_{max}	S_{max}
St 10	0,15	—	0,2 —0,5	0,08	0,06
St 12	0,10	urme	0,2 —0,45	0,05	0,05
St 13	0,10	0,03—0,015	0,2 —0,45	0,04	0,04
St 14	0,10	<0,10	0,2 —0,45	0,03	0,035
St 37	0,25	0,07—0,4	0,19—0,25	0,065	0,055

Oțelurile din tabela 1 sînt destinate scopurilor comerciale curente, cît și ambutisării obișnuite, mijlocii, adînci și foarte adînci. Ele aparțin standardelor germane DIN, urmînd să fie asimilate și cuprinse în STAS. Singur oțelul St 37 este identic cu OL 37.

Încercările la tracțiune s-au realizat pe o mașină de fabricație R.D.G., tip ZD 10/90, cu forță de tracțiune cuprinsă între 200 și 10 000 kgf. Pentru fiecare probă s-au înregistrat (prin citire directă și din diagrame) forțele la momentul curgerii și s-au măsurat grosimile și lățimile epruvetelor supuse tracțiunii. S-au putut astfel calcula rezistențele la curgere, respectiv reducerile totale în procente (față de grosimea măsurată la probele prelevate între desfășurător și caja 1). Rezultatele încercărilor au permis

* Articolul sintetizează un capitol din teza de doctorat a primului autor, intitulată „Contribuții la modelarea matematică a procesului de laminare", elaborată sub conducerea prof. ing. P. Dumitrașcu.

trasarea curbelor de ecruisare în coordonatele : rezistență la curgere — reducere procentuală totală, obținute prin aprecierea traiectelor medii în cîmpul de punctele.

cînd în calcul un număr ridicat de date, reprezentînd coordonatele punctelor de pe curbele de ecruisare. Aceste puncte corespund reducerilor procentuale totale ale celor peste 700 măsurători,

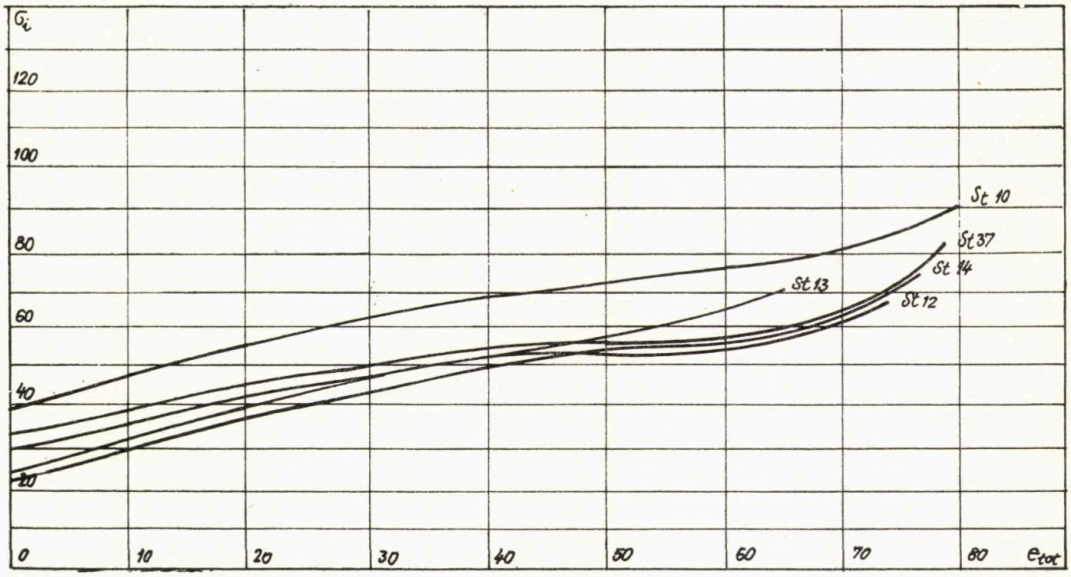


Fig. 1 — Curbele de ecruisare.

Punctele caracteristice s-au plasat foarte aproape de aceste curbe ceea ce, pe de o parte, a facilitat definirea lor și, pe de altă parte, a limitat necesitatea prelevării unui număr prea mare de probe. În figura 1 sînt redate cele cinci curbe de ecruisare ale mărcilor de oțel studiate. Punctele lor de pornire și evoluția lor în continuare nu depind de grosimea inițială a benzii laminate la cald.

Alura aproximativă în S a curbelor este caracteristică și conformă cu considerațiile teoretice, prezentate mai sus. Creșterea inițială se identifică cu circulația și blocarea dislocațiilor preexistente. În continuare stagnarea relativă a creșterii situează deformația în zona de alunecări plastice nestînjenite, cînd rezistența opusă de către material nu atinge valori foarte ridicate. În acest interval este probabilă generarea de noi dislocații, a căror densitate devine eficace numai la sfîrșitul zonei de stagnare. Circulația și blocarea noilor dislocații explică a doua creștere a curbei, care — fondînd pe o densitate sporită — se face mai abrupt.

Exprimarea matematică. Odată cunoscută variația grafică a curbelor de ecruisare, trebuie căutată forma lor matematică în vederea utilizării în modelul matematic. În acest scop s-a apelat la analiza de corelație și regresie, introducare au stat la baza elaborării modelului matematic * .

Analiza de corelație și regresie a fost efectuată pe un calculator electronic.

Pentru găsirea formei matematice a curbelor de ecruisare au fost încercate inițial o serie de exponențiale de grad superior. Ele s-au dovedit inacceptabile ca precizie. În plus au prezentat dezavantajul prelucrării greoaie, ceea ce s-ar fi repetat și în ecuația-model, însușită de calculatorul de proces. Variația cea mai convenabilă a rezultat la utilizarea polinoamelor de grad superior, ortogonale (seria Cebîșev). Ele au oferit avantajul posibilității de sporire a gradului de precizie prin mărirea gradului polinomului. Calculul ecuațiilor curbelor s-a efectuat prin corelație curbilinie. Forma generală a polinoamelor ortogonale încercate este :

$$\sigma_c = K_1 + K_2 \cdot e_{tot} + K_3 \cdot e_{tot}^2 + \ldots + K_{n+1} \cdot e_{tot}^n \quad (1)$$

unde : σ_c este limita inferioară de curgere în kgf/mm² și e_{tot} — reducerea procentuală totală, calculată pentru o cajă i cu :

$$e_{tot\,i} = \frac{\text{grosimea benzii la cald} - \text{grosimea benzii după caja } i}{\text{grosimea benzii la cald}} \cdot 100, \ [\%] \quad (2)$$

Precizia satisfăcătoare obținută cu gradul trei a determinat să se adopte formularea :

$$\sigma_c = K_1 + K_2 \cdot e_{tot} + K_3 \cdot e_{tot}^2 + K_4 \cdot e_{tot}^3 \quad (3)$$

* Modelul matematic complet a fost prezentat într-un număr anteri[illegible]

Opțiunea pentru gradul trei s-a făcut în baza coeficientului de corelație și abaterilor medii pătratice. Prin mărirea succesivă a gradului polinoamelor s-au obținut coeficienți de corelație de valoare crescîndă. Abaterea medie pătratică nu a continuat însă să se îmbunătățească dincolo de gradul trei.

Tabela 2

Marca	Coeficientul de corelație simplă curbilinie	Ecuația curbei de ecruisare
St 10	0,803	$\sigma_c = 39{,}60 + 0{,}55 \cdot e_{tot} + 0{,}002 \cdot e_{tot}^2 - 0{,}00003 \cdot e_{tot}^3$
St 12	0,829	$\sigma_c = 30{,}20 + 0{,}52 \cdot e_{tot} + 0{,}0015 \cdot e_{tot}^2 - 0{,}00002 \cdot e_{tot}^3$
St 13	0,817	$\sigma_c = 24{,}50 + 0{,}54 \cdot e_{tot} + 0{,}0022 \cdot e_{tot}^2 - 0{,}000026 \cdot e_{tot}^3$
St 14	0,801	$\sigma_c = 22{,}65 + 0{,}58 \cdot e_{tot} + 0{,}0015 \cdot e_{tot}^2 - 0{,}000018 \cdot e_{tot}^3$
St 37	0,852	$\sigma_c = 33{,}55 + 0{,}54 \cdot e_{tot} + 0{,}0018 \cdot e_{tot}^2 - 0{,}000035 \cdot e_{tot}^3$

În aceste condiții corelația între σ_c și e_{tot} a rezultat foarte puternică, coeficienții de corelație multiplă avînd în unanimitate valori peste 0,8.

Ecuațiile curbelor de ecruisare pentru cele cinci mărci de oțeluri se redau în tabela 2.

Suplimentar față de verificările analizei de corelație și regresie prin coeficienții de corelație curbilinie și abaterile medii pătratice s-au procedat la niște verificări-sondaj, confruntîndu-se valorile calculate cu valori experimentale pentru σ_c. Abaterile punctelor experimentale nu depășesc $\pm 5\%$. Cu această ocazie trebuie subliniată toleranța pentru valorile experimentale, care nu pot fi citite întotdeauna cu precizie ridicată. Pe de altă parte există și inconstanța de proprietăți ale materialului benzilor, care nu asigură o repetabilitate perfectă. Modelul matematic elaborat este prevăzut cu un subprogram de autocorectare în raport cu valorile reale din proces, astfel că asemenea abateri nu reprezintă un pericol pentru conducerea automată.

Tehnologii moderne la Întreprinderea de prelucrare a aluminiului — Slatina

Ing. E. Pauncev

Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 62 : 669.71 (498)

Prezentul articol își propune să prezinte foarte sumar concepția care stă la baza proiectării și exploatării liniilor de fabricație, a proceselor tehnologice de bază și a calității produselor rezultate pe aceste instalații.

Se arată modul în care se poate prelucra superior aluminiul bloc sub formă de bare, țevi, profile, cabluri, sîrme, table, benzi, folii, tîmplărie metalică și țevi pentru irigații.

Din cele prezentate rezultă locul pe care se situează Întreprinderea de prelucrare a aluminiului — Slatina în domeniul prelucrării aluminiului în lume.

În perioada ultimului deceniu în R. S. România au fost dezvoltate într-un ritm grandios capacitățile de producție ale aluminiului și create noi capacități în acest domeniu, ceea ce a permis creșterea producției de aluminiu și aliaje din aluminiu în această perioadă, de circa 8 ori.

Aceasta a constituit premisa construirii unei uzine noi și anume Întreprinderea de prelucrare a aluminiului din orașul Slatina, capabilă să valorifice superior aluminiul bloc obținut la uzina de aluminiu din Slatina, prin fabricarea de semifabricate sub formă de bare, țevi, profile, cabluri, sîrme, table, benzi, folii, tîmplărie metalică și țevi pentru irigații, care să satisfacă în totalitate nevoile economiei R. S. România, și desfacerea unui important disponibil la export.

Întreprinderea de prelucrare a aluminiului a fost construită în etape începînd cu anul 1968, mai întîi cu capacitățile de producere a barelor, țevilor, profilelor, tîmplăriei metalice și țevilor de irigații, puse în funcțiune la 30 decembrie 1970 într-un timp record, și apoi cu capacitatea de prelucrare a aluminiului și aliajelor sub formă de table, benzi și folii pusă în funcțiune la mijlocul anului 1973. Tot în anul 1973 a fost pusă în funcțiune și o secție de sîrme trefilate și cabluri izolate cu P.V.C. de 1 și 6 kV.

La Întreprinderea de prelucrare a aluminiului — Slatina sînt puse în funcțiune linii de prelucrare cu un randament ridicat, de concepție modernă și cu unități tehnologice de mare capacitate. Întreprinderea se dezvoltă în continuare pentru o diversificare mai mare a structurii sortodimensionale și realizarea prelucrării unei game foarte variate de aliaje din aluminiu.

Materia primă este asigurată la uzină sub formă de bloculețe turnate și bare rotunde și dreptunghiulare din aluminiu și din alte aliaje necesare, turnate semicontinuu la Întreprinderea de aluminiu din Slatina. Pentru realizarea unei eficiențe economice ridicate, deșeurile proprii sînt valorificate în totalitate în cadrul unei turnătorii proprii cu instalații de topire și turnare continuă și semicontinuă la o serie de aliaje care completează gama de sortimente ale întreprinderii. O cantitate redusă de deșeuri mărunte și șpan este brichetată și livrată la uzine de a doua fuziune.

Pentru realizarea benzilor la cald sînt în funcțiune mai multe linii de turnare continuă prin procedeul Hunter Engineering Cy. Pe aceste linii se obțin benzi în rulouri de 4—6 t greutate, direct din metal lichid, la grosimi de 6,35 și 8 mm și lățimi între 1 100 și 1 680 mm, din aluminiu și aliajele $AlMg_1$, $AlMg_2$, AlMn și AlMgMn.

Secția de produse extrudate-trase primește barele rotunde din aluminiu și aliaje gata debitate la lungimile de presare și, în cazul unor aliaje mai pretențioase, decojite în turnătorie.

Încălzirea barelor în vederea presării lor la cald se face în cuptoare încălzite cu gaze naturale care permit reglarea automată a temperaturii de încălzire cu $\pm$ 1°C. Extrudarea barelor se realizează pe două prese oleohidraulice de 2 200 tf și 3 600 tf, de construcție japoneză (Furukawa), cu comenzile de acționare automatizate și care permit obținerea de lungimi mari la produsele presate, cele cu secțiuni mici putînd fi înfășurate în colaci și în timpul presării.

În prezent sînt în montaj și alte prese care permit dezvoltarea actualelor capacități de presare pe suprafețele construite inițial, aceasta scurtînd simțitor durata de realizare a investițiilor.

Presele oleohidraulice sînt prevăzute cu paturi de răcire — pășitoare și mașini de îndreptat barele și profilele la lungimi de fabricație pînă la 40 m, ceea ce asigură o calitate superioară a produselor.

În perioada anilor 1970—1973 întreprinderea a asimilat peste 2 000 de tipuri de produse extrudate din aluminiu și aliaje moi, medii și dure din aluminiu, din care o pondere însemnată a fost destinată exportului.

Pentru produsele trase sînt în exploatare bancuri de tras liniare trifilare, cu lungimi de tragere pînă la 18 m, bancuri de tras cu dorn alunecător pentru tragerea în colaci a țevilor și barelor și agregate de tras țevi și bare din colaci, cu îndreptare, polisare și tăierea lor la lungimi fixe.

Transportul interfaze în secția extrudate-trase se face în exclusivitate conteinerizat cu ajutorul podurilor rulante.

Pentru operațiile de finisare secția mai dispune de linii pentru îndreptarea cu discuri a profilelor, mașini cu role hiperbolice, instalații pentru lustruirea profilelor și mașini de ambalat în hîrtie.

Pentru tratamentul termic al aliajelor dure de tip dural secția dispune de un cuptor vertical cu răcire în apă, iar pentru profilele cu proprietăți anticorosive, de o instalație de anodizare electrochimică de mare capacitate, complet automatizată.

Profilele eloxate se realizează în mai multe culori și au un aspect de suprafață foarte curat, ele fiind în general destinate fabricației de tîmplărie metalică din aluminiu.

Pentru confecționarea tîmplăriei metalice din aluminiu, a fost asimilată și livrată o gamă largă de ferestre, uși, vitrine pentru complexele turistice ale litoralului Mării Negre în zona Mangalia Nord și pentru marile hoteluri din orașele București, Brașov, Sf. Gheorghe, Suceava și altele.

Atelierul de tîmplărie metalică este dotat cu mașini specializate de sudură, ajustare, presare și prelucrări prin așchiere, care permit realizarea simultană a mai multor operații.

Tîmplăria metalică din aluminiu se livrează sub formă asamblată sau neasamblată, cu sau fără geamuri simple sau din termopan, cu îmbinări fie prin sudură, fie prin șuruburi.

Secția de produse plate din aluminiu preia banda la cald turnată continuu pe instalațiile Hunter pe un laminor de laminat benzi la rece de la aceeași firmă, de tip cuarto nereversibil, cu lățimea tăbliei de 1 800 mm și cu viteze de laminare pînă la 800 m/min. Acest laminor este de mare productivitate, permițînd reduceri pe treceri de 50% din grosime și mers continuu în trei schimburi. Acest tip de laminor este întîlnit astăzi în uzine moderne și numai cu capacități mari de producție. Această secție în prezent își dublează capacitatea cu un al doilea laminor, tot cuarto nereversibil, care va permite creșterea actualelor productivități și prin optimizarea repartizării pieselor între aceste două laminoare.

După laminarea la rece pe laminoarele degrosisoare, operația de recoacere se face în cuptoare cu gaz cu ardere indirectă (cu mufă), cu gaz de protecție produs de o stație centralizată. După recoacere, rulourile trec printr-o instalație de întindere (Stretcher) a benzii în vederea eliminării neuniformităților ce pot apărea în timpul laminării și crea dificultăți în operațiile ulterioare de laminare sau ajustare. Această instalație de îndreptat banda direct din rulou este hotărîtoare atît pentru operațiile ulterioare de prelucrare în special a benzilor subțiri, cît și la fabricația foliilor din aluminiu.

Secția plate are dispuse în flux foarfece longitudinale cu discuri pentru fîșierele rulourilor la diferite lățimi, precum și o instalație de provenință Stamco — S.U.A., de mare productivitate, pentru tăierea transversală a rulourilor în table, concomitent cu depistarea și separarea eventualelor table necorespunzătoare calitativ din punct de vedere al aspectului de suprafață.

Laminoarele de folii preiau rulourile în greutate pînă la 5 t de 0,5 mm grosime și pînă la 1 200 mm lățime și realizează benzile subțiri și foliile din aluminiu. Aceste laminoare din atelierul de folii au, ca urmare a separărilor de restul halei, un grad înalt de acuratețe, foarte important pentru calitatea acestor produse, realizîndu-se viteze de laminare pînă la 900 m/min și o grosime a foliei pînă la 0,005 mm. Recoacerile intermediare se fac pe cuptoare speciale pentru folii într-o încăpere separată, iar fîșierea lor în benzi, pe foarfece longitudinale pentru folii. Pentru tăierea foliilor din rulou în formate, uzina are în dotare o mașină de tăiat transversal și longitudinal (Sliter) de o construcție specială, realizată de firma Tecmo — Italia.

Pentru colorarea foliilor este prevăzută o încăpere separată, cu o instalație de colorare prin vernisare. O mare pondere în consumul foliilor din aluminiu simple și colorate o are producția ambalajelor destinate produselor alimentare, chimico-farmaceutice, precum și industria materialelor de construcții.

Întreprinderea de prelucrare a aluminiului — Slatina mai are în dotare un atelier cu o instalație în funcțiune de mare capacitate, pentru fabricarea țevilor din aluminiu și din aliaje, sudate din bandă pe generatoare, pe principiul curenților de înaltă frecvență. Instalația este de proveniență Somenor — Yoder și realizează o gamă variată de țevi cu diametre între 30 și 150 mm, ponderea cea mai mare avînd-o țevile pentru instalațiile de aspersiune la irigarea terenurilor agricole.

Secția de laminare la rece a benzilor are în dotare o linie modernă de format table cutate trapezoidal și table ondulate între 0,5 și 2 mm. Aceste produse au o mare utilizare în construcții civile și industriale.

Unitățile mari tehnologice, care produc rulouri cu greutatea pînă la 6 t produse extrudate de lungimi mari, bare și țevi în colaci, au permis în final obținerea unei calități superioare a produselor, acestea înscriindu-se nu numai în standardele românești, dar și în normele G.O.S.T., D.I.N., A.A. și altele.

În preocupările centrale ale întreprinderii pe linia îmbunătățirii calității produselor stau probleme cum sînt : ridicarea gradului de finisare al suprafețelor tablelor și benzilor ; creșterea gradului de deformare plastică la rece a tablelor și benzilor provenite din banda la cald, obținută prin turnare continuă pe instalațiile Hunter ; îmbunătățirea ambalajelor în vederea păstrării calității în depozitare și transport ; optimizarea tehnologiilor de fabricație în scopul reducerii consumului de metal.

În cadrul dezvoltării și încheierii profilului final al întreprinderii, în prezent se află în construcție și montaj un laminor cuarto reversibil de laminat benzi la cald cu lungimea tăbliei de 2 800 mm, care va asigura întregul necesar de bandă la cald din aluminiu și aliaje de aluminiu al României în următorii 5 ani, cu posibilități de desfacere la export a unei treimi din întreaga sa capacitate.

În următorii ani se are în vedere dezvoltarea în continuare a secției de table, benzi și folii cu noi laminoare de mare capacitate, ceea ce va permite creșterea substanțială a producției de laminate cu grosimi medii și mici.

Secția extrudate-trase se va dota cu noi prese mari pentru presarea secțiunilor mari și a unor aliaje cu rezistență ridicată la deformare, și cu prese de capacitate mică pentru secțiuni mici de bare, țevi, profile și sîrmă.

Se prevede dezvoltarea secțiilor de prelucrare cu ateliere specializate pentru producții de mic tonaj. Acestea vor permite nu numai realizarea unui număr mare de produse pretențioase cu caracteristici de înaltă puritate și sortodimensiuni neuzuale în cantități reduse, dar și asimilarea unor semifabricate din aliaje noi cu perspectiva utilizării lor largi în viitor. În acest scop se are în vedere dotarea în continuare a întreprinderii cu utilaje specializate și aparatura corespunzătoare de măsură și control.

Tot în dezvoltare se are în vedere în anii imediat următori creșterea substanțială a potențialului compartimentului de proiectare și cercetare, care să rezolve problemele de asimilare și realizarea de noi sortimente și modernizarea continuă a proceselor tehnologice pentru menținerea unui nivel tehnic ridicat.

Produsele din aluminiu, realizate la Întreprinderea de prelucrare a aluminiului — Slatina, au cele mai largi întrebuințări în economia națională a R. S. România.

Cea mai mare pondere o au produsele plate sub formă de table la care consumatorii principali sînt întreprinderile constructoare de mașini grele pentru agregate frigorifice, auto, vagoane de călători, mijloace de transport conteinerizate. De asemenea, o însemnată pondere în utilizarea tablelor și benzilor subțiri pînă la 1 mm grosime o au trusturile de construcții-montaj și întreprinderile de materiale de construcții pentru închideri de hale industriale, hidroizolații din bandă de aluminiu bituminizată și alte construcții de rezistență. Tablele și benzile subțiri sub 0,3 mm grosime sînt în cea mai mare parte cu succes utilizate de fabricile de ambalaje pentru industria alimentară la capace de conserve tip Omnia, capsule de sticle tip Alca sau Piefer proof. Foliile subțiri cu ponderea cea mai mare între 9 și 14 μm sînt utilizate în cea mai mare parte la protecții alimentare, în combinații cu hîrtie sau P.V.C., la ambalarea produselor lactate, zaharoase, farmaceutice și a altor produse similare. Foliile din aluminiu cu o puritate sporită și caracteristici ridicate de rezistivitate electrică sînt destinate sectoarelor electrotehnice și al electronicii.

Cablurile de forță din aluminiu izolate în P.V.C. de 1 și 6 kV urmează ca pondere după produsele plate din aluminiu. Acestea sînt utilizate în construcții civile și industriale pe ansamblul economiei (de la 6 la 240 fire), sub formă de toroane sau sector masiv, cu sau fără armare cu bandă de oțel, cupru sau aluminiu. Recent au fost asimilate în fabricație cablurile torsadate din aluminiu, ca înlocuitori cu caracteristici superioare, față de cablurile din aluminiu neizolate pentru linii aeriene.

Produsele extrudate și trase sub formă de bare, țevi și profile în proporție de peste 90% sînt solicitate de sectorul prelucrător al construcțiilor de mașini. Peste 30% din totalul produselor extrudate sînt din aliaje dure din aluminiu.

Prin realizarea acestor produse și a proceselor tehnologice introduse, Întreprinderea de prelucrare a aluminiului — Slatina se situează printre cele mai moderne întreprinderi de prelucrare din Europa.

Ing. C. Cernat,
Institutul politehnic — București

ing. D. Capagea
C.I.A.C.U.T. — București

și ing. I. Predoi
METAROM — București

Cercetări privind folosirea deșeurilor de corhart la căptușirea cuptoarelor cu inducție cu creuzet

CZ 621.365.5 : 66.043.1

Căptușirea cuptoarelor cu inducție este una din operațiile de care depinde rezistența în exploatare, productivitatea cuptorului, calitatea aliajului elaborat, precum și economicitatea procesului.

Materialele refractare care ar putea fi folosite la căptușirea cuptoarelor cu inducție pot fi împărțite în oxizi, carburi, nitruri, sulfuri, boruri și alte elemente chimice.

La prima vedere alegerea materialelor pentru căptușeala refractară a cuptoarelor cu inducție pare destul de largă. Cu toate acestea, cu excepția oxizilor, folosirea materialelor de mai sus este limitată din diferite considerente chimico-metalurgice.

Dintre combinațiile oxidice (în număr de peste 17 000) se pot lua în considerare doar acelea care au temperatura de topire de peste 1 700°C. Dintre oxizii cu temperatură ridicată de topire, unii au tendință de reducere la temperaturi ridicate și de hidratare la temperaturi joase. Alți oxizi ca HfO_2, CeO_2, ZrO_2 etc. se obțin greu, iar alții ca VO_2, ThO_2 sînt radioactivi sau toxici, ca BeO_2.

Rezultă că numai o mică parte din oxizii simpli cu temperatura de topire mai mare de 1 700°C pot fi considerați buni pentru căptușirea cuptoarelor cu inducție și anume : oxizii siliciului (cu caracter acid), oxizii aluminiului (cu caracter neutru) și oxizii magneziului (cu caracter bazic).

Analiza proprietăților termofizice, chimico-mineralogice și refractare ale diferitelor materiale arată că cele mai bune proprietăți, în ceea ce privește termostabilitatea volumică, refractaritatea și stabilitatea față de acțiunea zgurei, le au materialele neutre.

Materialele neutre pe lîngă faptul că permit elaborarea atît cu zgure bazice, cît și neutre au și o bună rezistență la fisurare.

La începutul lucrării de față s-a arătat că o parte din oxizii cu temperatură ridicată de topire nu puteau fi folosiți la căptușirea cuptoarelor de inducție datorită faptului că se obțin greu. Printre aceștia figurează și oxidul de zirconiu (ZrO_2).

Materialele refractare folosite la căptușirea cuptoarelor pentru topirea sticlei conțin oxizi de zirconiu într-o proporție destul de ridicată, circa 32% ZrO_2.

Acest fapt, combinat și cu prezența unui conținut ridicat de Al_2O_3 a dus la ideea folosirii materialului respectiv, ca material pentru căptușirea cuptoarelor cu inducție.

Materialul este cunoscut sub denumirea de corhart și este importat. La folosirea lui intervine atît inconvenientul economic, cît și faptul că se livrează sub formă de blocuri profilate, realizate prin turnare după o topire electrică.

Cuptoarele pentru topirea sticlei se refac cînd materialul refractar a atins un anumit grad de uzură, rămînînd 60—70% din volumul cărămizii neatacat de silicații din cuptor, topiți. Aceste deșeuri de material refractar, provenite de la demolarea cuptoarelor pentru topit sticla, îndeplinesc în bună măsură condițiile pentru folosirea lor la căptușirea cuptoarelor cu inducție cu creuzet.

Compoziția chimică a corhartului folosit pentru experimentări este prezentată în tabela 1.

Din tabela 1 rezultă că suma constituenților $K_2O + Na_2O = 1{,}14\%$, care pot produce fază vitroasă ușor dizolvată de metalul lichid și de zgură, este mai mare decît maximum 0,3% cît este admis în masele refractare cuarțitice.

În figura 1 (*a*, *b*, *c*) sînt prezentate cîteva proprietăți ale corhartului bloc.

Conductibilitatea termică a corhartului aglomerat (cum este cazul căptușelilor cuptoarelor cu inducție) este de trei ori mai mică decît cea prezentată în figura 1, *b*.

Tabela 1

Oxidul.	SiO_2	Al_2O_3	ZrO_2	Fe_2O_3	Na_2O	CaO	TiO_2	K_2O	MgO
%	14,6	50,6	32,4	0,8	1,1	0,41	0,05	0,04	—

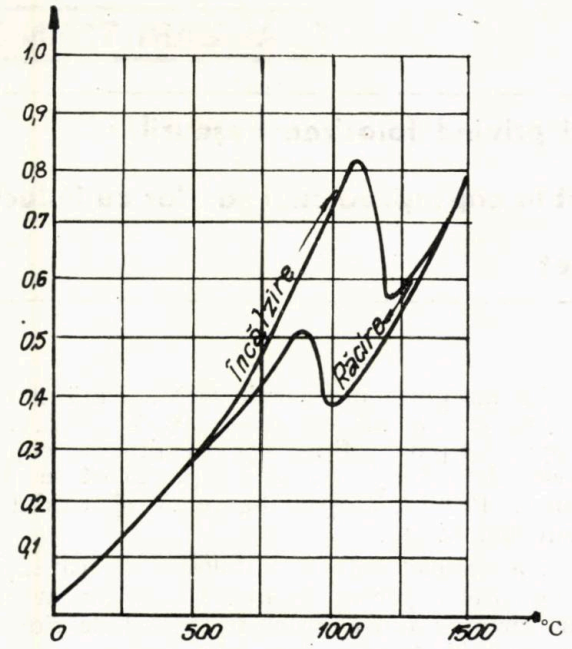


Fig. 1, *a* Anomalia de dilatare la încălzirea corhartului bloc (conform catalog produse ZAC).

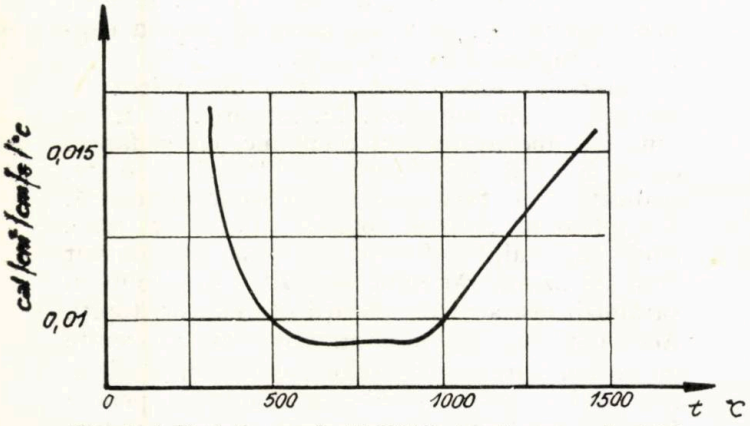


Fig. 1, *b* Variația conductibilității termice a corhartului cu temperatura (conform catalog produse ZAC).

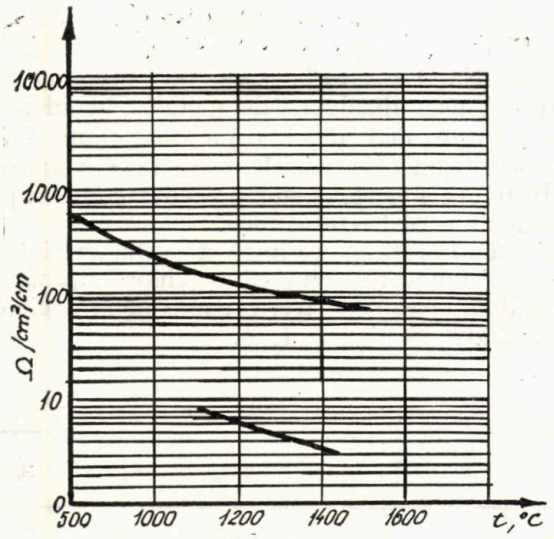


Fig. 1, *c* Variația rezistivității corhartului cu temperatura (conform catalog produse ZAC).

Temperatura începutului de înmuiere sub sarcină la o presiune de 2 kgf/cm² este de 1 700°C. Această proprietate dă indicații asupra proprietăților mecanice ale masei refractare în condițiile lucrului la temperaturi ridicate.

În laboratorul de materiale refractare al Institutului de cercetări metalurgice — București s-a determinat refractaritatea și dilatarea corhartului pe epruvete executate în condițiile de granulație, grad de îndesare și liere, similare celor de la executarea practică a căptușelii refractare. Rezultatele sînt prezentate în tabela 2 și figura 2.

Tabela 2

Material Proprietate	Electrocorindon	Corhart
Refractaritate, °C	1 920	1 770
Dilatare	Fig. 2, curba 1	Fig. 2, curba 2

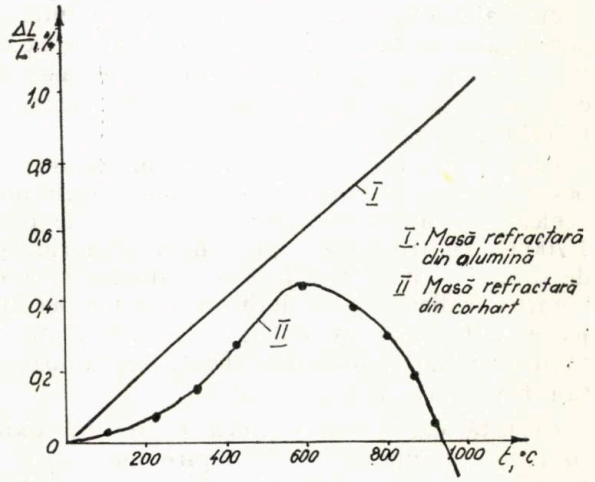


Fig. 2 Variația dilatării masei refractare cu temperatura.

Realizarea căptușelii refractare a cuptoarelor cu inducție din corhart s-a efectuat pe cuptorul de 20 kg de la Institutul politehnic—București, pe cuptorul de 100 kg de la I.C.T.C.M.—București și pe cuptorul de 250 kg capacitate de la C.I.A.C.U.T.—București. S-au folosit materialele prevăzute în tabela 3.

Atît corhartul, cît și acidul boric au fost în prealabil bine uscate. După uscare, corhartul a fost supus operației de separare magnetică

Tabela 3

Materialul	Granulația, mm	%
Corhart	1—4	40
	0,06—0,15	40
	0,06	20
Acid boric	1,0	1,5

pentru eliminarea pulberii de fier provenite de la măcinare.

Tehnologia de execuție a căptușelii refractare constă în următoarele:

— izolarea spirei inductoare cu plăci de azbest cît mai elastic și cît mai rezistent posibil;

— se refac părțile uzate de la partea inferioară a creuzetului, folosind un amestec de nisip de Popești și apă, se usucă partea refăcută cu gaz metan și apoi se vopsește cu o vopsea pe bază de grafit, pentru a nu face masă comună cu căptușeala refractară;

— se prepară masa refractară din părțile componente conform rețetei din tabela 3;

— se ștampează mai întîi fundul creuzetului în straturi subțiri de 30—35 mm. Suprafața stratului bătătorit se zgîrie cu o vergea ascuțită de oțel pentru a asigura legătura cu stratul următor. Se continuă ștamparea în straturi pînă la atingerea grosimii necesare a fundului;

— se introduce un șablon din tablă sudată ale cărui dimensiuni exterioare corespund dimensiunilor interioare ale creuzetului. Șablonul cu configurația din figura 3 este prevăzut cu numeroase găuri pe periferie pentru a înlesni eliminarea umidității masei refractare în timpul uscării și sinterizării acesteia. Șablonul este centrat perfect față de inductor, cu ajutorul a patru distanțiere de lemn în patru puncte diametral

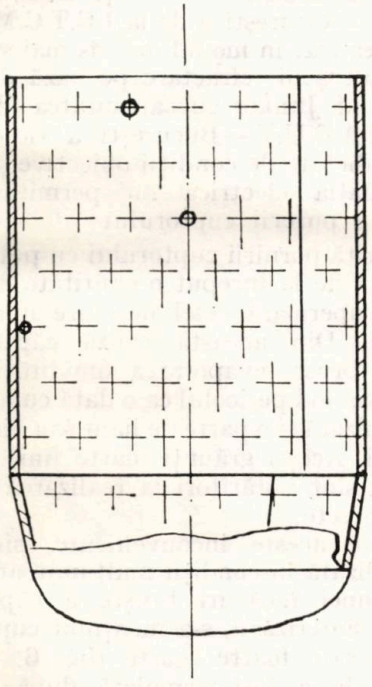


Fig. 3 Configurația șablonului pentru creuzetul cuptoarelor cu inducție.

opuse. Pentru stabilitate, se introduce în interiorul șablonului un bloc masiv de fontă cu dimensiuni apropiate de cele ale șablonului (fig. 4).

Blocul masiv are un rol important, așa cum se va vedea, și în timpul sinterizării căptușelii.

Coroana cilindrică dintre șablon și inductor se ștampează în straturi succesive cu înălțimea cît mai mică (30—35 mm), pentru evitarea segregării granulometrice a materialului refractar.

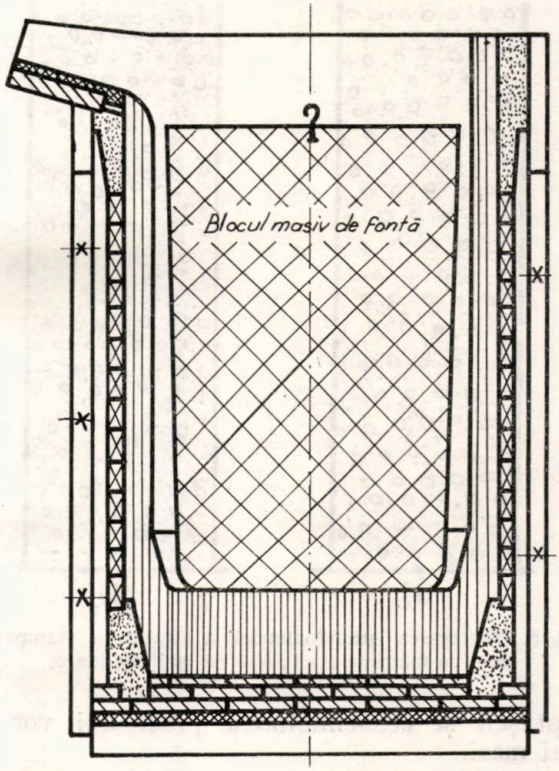


Fig. 4 Blocul masiv de fontă în interiorul cuptorului după ștamparea creuzetului.

Chiar dacă în acest fel se prelungește operația de ștampare, se asigură însă o uniformizare aproape perfectă din punct de vedere granulometric pe toată înălțimea creuzetului. În caz contrar, straturile ștampate vor fi neuniforme granulometric, așa cum se observă din figurile 5, *a* și 5, *b*, rezultînd și o sinterizare neuniformă care duce în mod aproape sigur la apariția fisurilor și infiltrațiilor de metal în căptușeală.

Cînd s-a ajuns cu ștamparea la jumătatea înălțimii șablonului, se scot distanțierele care au servit la centrarea acestuia, și se continuă ștamparea în straturi, pînă la partea superioară a creuzetului.

În acest moment cu ajutorul unui ciocan pneumatic se execută o vibrare a șablonului, mișcînd ciocanul pneumatic elicoidal de jos în sus.

În urma operației de vibrare, nivelul materialului refractar dintre șablon și spira inductoare scade într-o oarecare măsură.

Se completează din nou materialul refractar și se repetă operația de vibrare. Dacă nivelul materialului refractar nu mai coboară în urma operației de vibrare, se execută la nivelul platformei un coronament din același material refractar, dar care conține și sticlă solubilă ca liant.

Cu cît ştamparea se realizează mai compact, cu atît sinterizarea va fi mai bună, uzura ulterioară a pereţilor va fi mai mică şi mai uniformă, durata de exploatare a cuptorului între două

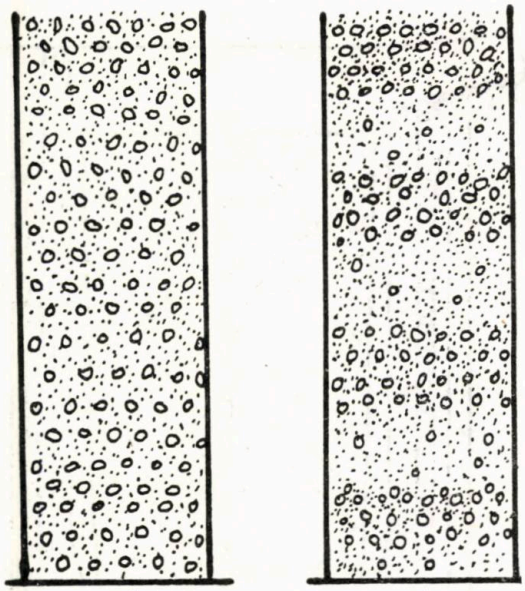


Fig. 5. Segregarea granulometrică a straturilor ştampate: *a* — cu înălţime mică; *b* — cu înălţime mare.

căptuşeli şi economicitatea procesului vor fi mai mari.

Ştamparea fiind realizată se trece la sinterizarea căptuşelii refractare. Operaţia de sinterizare este de foarte mare importanţă, deoarece dacă nu este executată cu deosebită atenţie, creuzetul nu va avea o suprafaţă glazurată şi fritată uniform.

În vederea sinterizării, cuptorul se porneşte avînd în interior şablonul şi blocul masiv de fontă. Atît şablonul, cît şi blocul de fontă constituie încărcătură metalică şi vor fi topite împreună în timpul sinterizării, deoarece sinterizarea coincide şi cu topirea primei şarje. Sinterizarea se face variind temperatura cuptorului conform graficului din figura 6, curba *a*. Variaţia temperaturii cuptorului este în funcţie de variaţia puterii de racord. Se ridică lent temperatura pînă la 120—150°C, timp de 8—10 h pentru a permite îndepărtarea lentă a eventualei umidităţi rămase în materialul refractar, lucrînd cu circa 10% din puterea de racord.

Încălzirea lentă în această perioadă asigură eliminarea umidităţii în aşa fel, încît o dată cu evacuarea acesteia să nu se îndepărteze şi o oarecare cantitate de liant. Se măreşte treptat puterea de racord lucrînd timp de 5—6 h cu circa 30% din putere, astfel ca la sfîrşitul intervalului de timp temperatura cuptorului să ajungă la 1 300°C. Se consideră că această temperatură este egală cu temperatura de topire a fontei.

Se menţine cuptorul la această temperatură 3—4 h.

Se completează încărcătura prin adaosuri de bucăţi de fontă bine preîncălzite pînă ce nivelul băii din creuzet atinge practic nivelul ciocului jgheabului de evacuare.

Se ridică temperatura la 1 600°C, în timp de 1 h şi se menţine baia la această temperatură 2—3 h.

Se lasă să se răcească baia pînă la circa 1 350°, se curăţă zgura şi topitura de fontă este evacuată în oala de turnare.

Se verifică aspectul creuzetului. Acesta trebuie să fie perfect cilindric, fără coroziuni, exfolieri sau aderenţe. Să aibă o suprafaţă lucioasă şi continuă. Stratul sinterizat să nu aibă o adîncime mai mare de 5—10 mm, din care circa 2 mm la contactul cu baia să fie un strat glazurat. În spatele stratului sinterizat trebuie să existe un strat nesinterizat, fritat, gros de 5—10 mm. Pe măsură ce se apropie de spira inductoare, materialul refractar trebuie să se afle în stare prăfoasă, granulară. Acest strat trebuie să permită preluarea eventualelor variaţii de volum şi să împiedice propagarea fisurilor şi infiltrărilor de metal spre inductor. O secţiune printr-o căptuşeală refractară bine sinterizată trebuie să arate ca în figura 7.

Sinterizarea căptuşelii refractare pe bază de corhart a cuptoarelor cu inducţie de la Institutul politehnic—Bucureşti şi de la I.C.T.C.M.—Bucureşti s-a realizat în modul descris mai sus. Sinterizarea căptuşelii refractare pe bază de corhart a cuptorului Junker cu capacitatea de 250 kg de la C.I.A.C.U.T.—Bucureşti a ridicat unele probleme dictate de condiţii obiective şi anume:

— instalaţia electrică nu permite reglarea continuă a puterii cuptorului;

— datorită pornirii cuptorului cu putere mare, se dezvoltă de la început o cantitate de căldură cu mult superioară celei necesare unei corecte sinterizări. Din această cauză căptuşeala se încălzeşte brusc, evaporarea umidităţii se face violent, existînd pericolul ca o dată cu umiditatea să fie expulzată şi o parte de liant sau din grăunţii foarte fini. Aceşti grăunţi foarte fini, împreună cu liantul sînt hotărîtori la realizarea unei sinterizări corecte.

Cu toate aceste inconveniente, sinterizarea a fost realizată în condiţii mulţumitoare. Pentru evitarea unei încălziri bruşte a căptuşelii la începutul sinterizării, s-a menţinut cuptorul sub curent, durate foarte scurte (fig. 6, curba *b*).

Căptuşeala a fost demolată după 15 şarje, demolarea fiind dictată de condiţiile de experimentare pentru a studia transformările şi amploarea acestor transformări pe secţiunea căptuşelii.

Experimentările efectuate au dus la desprinderea unor concluzii şi anume:

— după numărul de şarje urmărite, s-a constatat că masa refractară de corhart se monoliti-

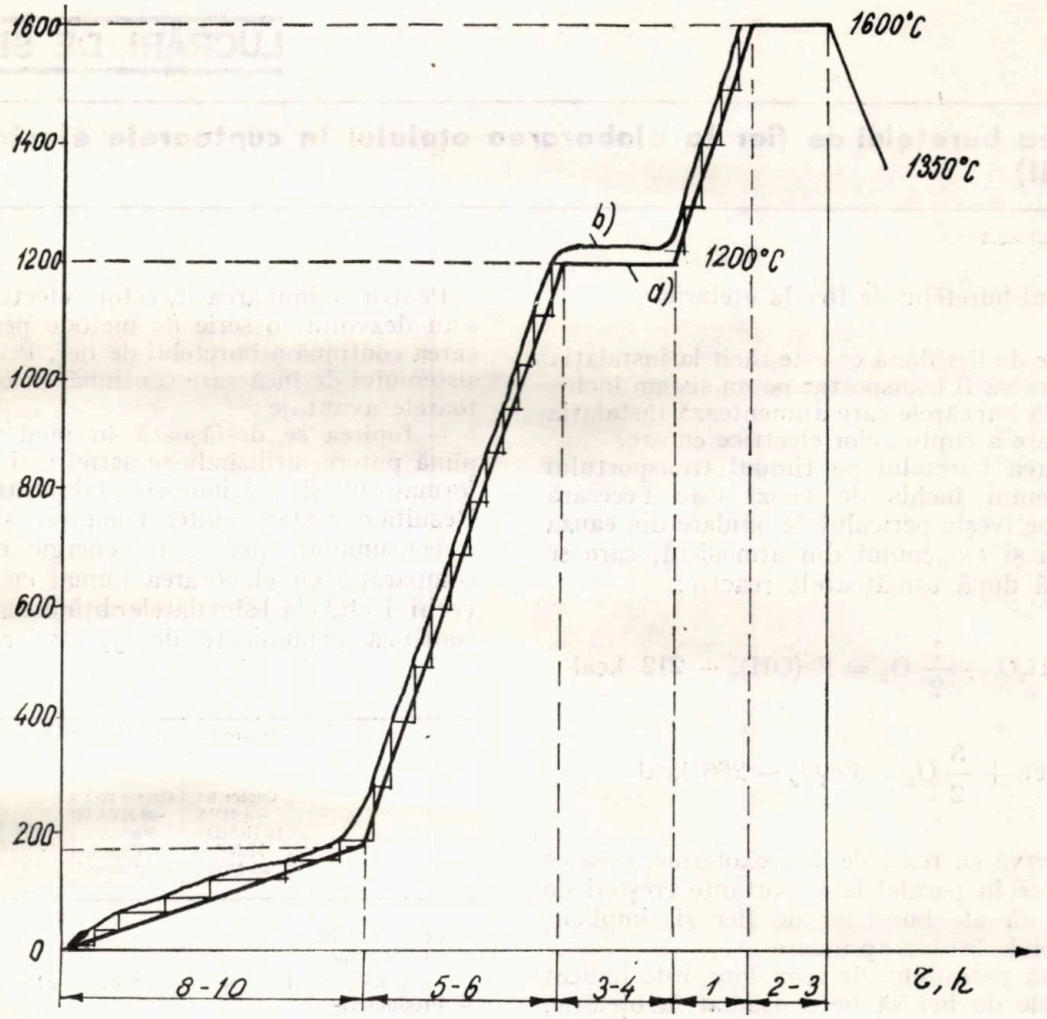


Fig. 6 Graficul de variaţie a temperaturii cuptorului în vederea sinterizării: *a* — curba prescrisă; *b* — curba obţinută la sinterizarea cuptorului (curba reală).

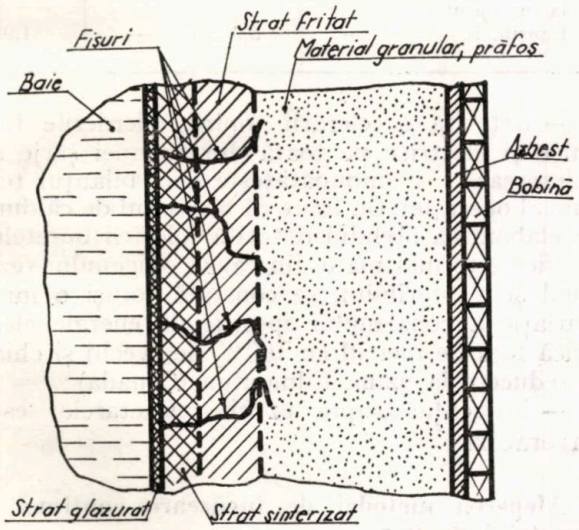


Fig. 7 Secţiune prin peretele creuzetului.

zează practic pe toată grosimea peretelui, fapt ce favorizează apariţia fisurilor şi infiltraţiilor de metal. Cu toate acestea, în apropierea inductorului, pe grosimea de 5—10 mm, materialul a rămas granular, prăfos. Se pare că acest lucru se datorează efectului de răcire a inductorului;

— îndepărtarea aderenţelor de sticlă de pe bucăţile de corhart bloc, provenite de la demolarea cuptoarelor pentru topit sticlă, nu se poate mecaniza fiind necesară îndepărtarea manuală a aderenţelor, bucată cu bucată. Rămăşiţele de sticlă de pe bucăţile de corhart pot duce la creşterea proporţiei de fază vitroasă din material, fază care grăbeşte procesul de erodare, fiind uşor dizolvată de baia şi zgura lichidă;

— acest material poate fi luat în consideraţie pentru căptuşirea unor cuptoare cu inducţie cu capacitate mică, pînă la 100 kg, deoarece aici selecţionarea bucăţilor de corhart fără aderenţe de sticlă nu constituie o problemă dificilă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Selby M. I. Foundry Trade Journal, nr. 2737, 1969.
[2] Brokmeier K. H. Brown-Boveri-Induktives Schmelzen, 1966.
[3] Sulea Polidor ş.a. *Elaborarea fontelor în cuptoare electrice cu inducţie de joasă frecvenţă*. O.D.P.T.—M.I.M., 1968.

Utilizarea buretelui de fier la elaborarea oțelului în cuptoarele electrice cu arc (II)

CZ 669.181.4 : 621.365.2

Transportul buretelui de fier la oțelărie

Buretele de fier după ce este răcit la instalația de reducere va fi transportat pe un sistem închis de benzi în buncărele care alimentează instalația de încărcare a cuptoarelor electrice cu arc.

Protejarea buretelui pe timpul transportului prin sistemul închis de benzi este necesară deoarece se ivește pericolul de oxidare din cauza umidității și oxigenului din atmosferă, care se desfășoară după următoarele reacții:

$$Fe + H_2O + \frac{1}{2} O_2 = Fe(OH)_2 - 212 \text{ kcal}$$

și

$$2Fe + \frac{3}{2} O_2 = Fe_2O_3 - 266 \text{ kcal}$$

Se observă că reacțiile sînt exoterme, ceea ce va conduce în paralel la importante creșteri de temperatură ale buretelui de fier și, implicit, la pericolul de autoaprindere.

Datorită pericolului de reoxidare, este indicat ca buretele de fier să fie consumat la oțelărie, în cel mai scurt timp.

Încărcarea în cuptoarele electrice

Buretele de fier nu se încarcă direct pe vatră, deoarece sterilul acid o atacă și poate provoca perforare. Pe vatră se așază întîi fierul vechi, după tehnologia de încărcare cu 100% fier vechi, după care se adaugă cantitatea de burete stabilită.

La începuturile utilizării buretelui de fier în cuptoarele electrice cu arc, acesta se încărca la fel ca și fierul vechi cu ajutorul benei de încărcare. Prin acest sistem de încărcare, la o proporție de peste 40%, buretele de fier era împins spre pereții cuptorului, unde se formau lipituri. Spre sfîrșitul topirii lipiturile cad în baie și provoacă o degajare foarte puternică de gaze, însoțite de împroșcări de zgură și oțel, care pun în pericol personalul de deservire. În paralel, datorită acestor neajunsuri, topirea se face neuniform, deci se prelungește durata ei, capacitatea transformatorului nu este utilizată corespunzător, din cauza instabilității arcului electric au loc pierderi termice și electrice mari și, ca urmare, bilanțul termic al operației este necorespunzător.

Pentru eliminarea acestor efecte negative s-au dezvoltat o serie de metode pentru încărcarea continuă a buretelui de fier. Prin aplicarea sistemului de încărcare continuă, se obțin următoarele avantaje:

— topirea se desfășoară în mod uniform la plină putere, utilizîndu-se astfel mai bine transformatorul și mărindu-se stabilitatea arcului. Rezultă o creștere a vitezei de topire și o reducere a consumului specific de energie electrică în comparație cu elaborarea numai cu 100% fier vechi. În tabela 1 sînt datele obținute la încărcarea continuă comunicate de J. Astier (IRSID);

Tabela 1

	Încărcare cu fier vechi, 100 %		Încărcare continuă cu burete	
	Cuptor 6 t — 3 MVA la IRSID — Maizières les Metz	Cuptor 25 t — 8 MVA la Steelco, Uz. Edmonton (Canada)	Idem, la IRSID	Idem, la Edmonton
— Consumul de energie electrică, kWh/t	585	575	545—598	555
— Productivitate, t/h	2,5	7,7	4,2—4,6	11,2
— Durata de elaborare (de la începutul topirii), h	—	3,0	—	1,97

— datorită accelerării topirii, pierderile termice și electrice pe toată durata unei șarje se micșorează. Se îmbunătățește deci bilanțul termic al operației. Cu toate că necesarul de căldură la elaborarea oțelului datorită folosirii buretelui de fier este mai mare din cauza oxigenului rezidual și a sterilului, se constată totuși o mică variație a consumului specific de energie electrică față de mersul cu 100% fier vechi și chiar o reducere la uzina Edmonton (Canada);

— influența asupra uzurii refractarelor este favorabilă.

Alegerea metodei de încărcare continuă a buretelui de fier

Pentru a putea alege cea mai bună metodă de încărcare continuă, este necesar să se facă în prealabil o descriere a celor mai cunoscute sisteme și o analiză a avantajelor și dezavantajelor fiecăreia.

— *Metoda Steelco — Lurgi* (*fig. 1*) necesită un buncăr *a*, din care buretele de fier cade pe un sistem automat de cîntărire *b*, de unde este ridicat cu ajutorul unui elevator cu cupe *c*, fiind deversat într-o pîlnie, de unde prin cădere liberă ajunge în cuptorul electric fiind distribuit uniform pe suprafața băii prin trei țevi *d*.

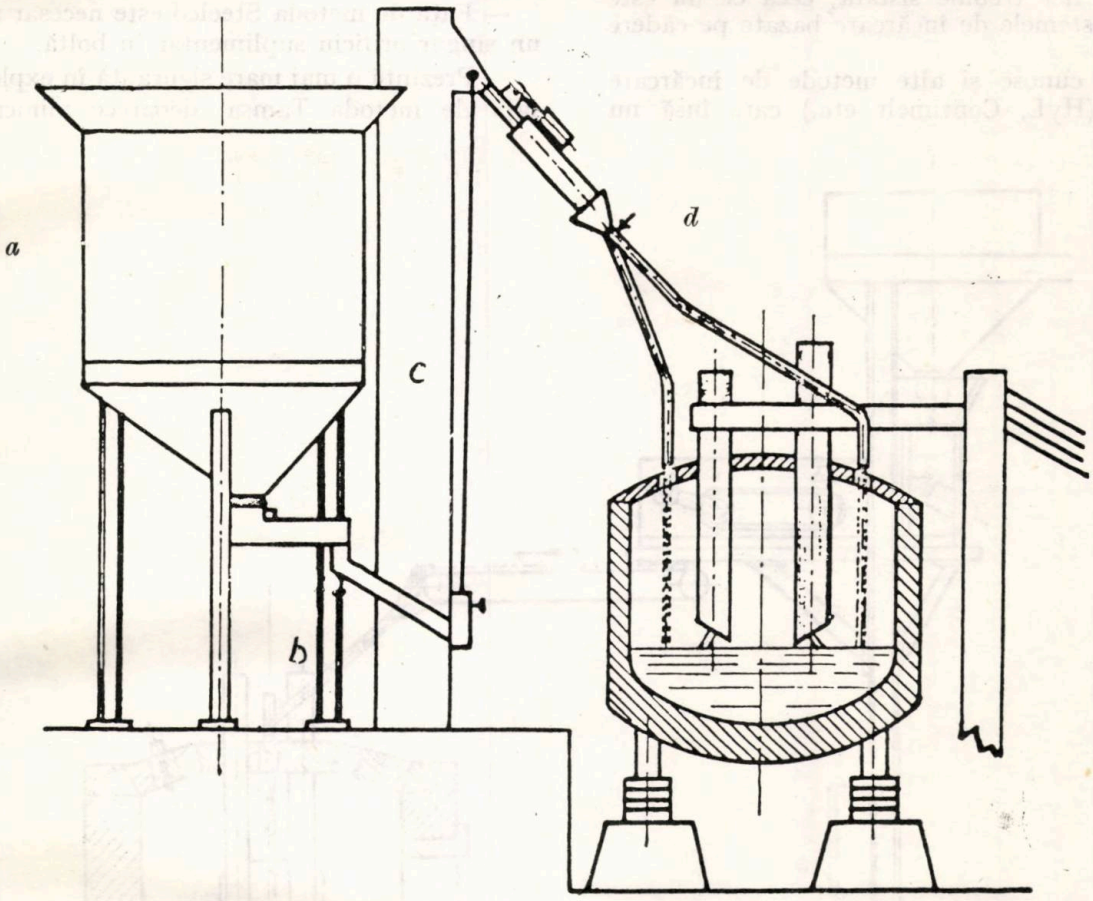


Fig. 1 Schema metodei Steelco — Lurgi.

Prezintă pe lîngă avantajul general al încărcării continue și faptul că buretele de fier cade în zonele de acționare a electrozilor, ceea ce presupune o topire mai accelerată.

Are dezavantajul că sistemul necesită în plus efectuarea a încă trei orificii prin boltă, pe lîngă cele trei sau patru existente, ceea ce reduce sensibil durabilitatea bolții. De asemenea, cele trei orificii suplimentare vor provoca o pierdere mai mare de căldură.

— *Metoda IRSID* (*fig. 2*) este similară celei de la Steelco, cu deosebirea că buretele de fier cade în cuptorul electric printr-o singură țeavă situată între cele trei orificii pentru electrozi.

Față de metoda Steelco, are avantajul că în boltă nu se mai fac trei orificii pentru alimentare, ci numai unul. De asemenea, buretele de fier se topește mai repede, deoarece este plasat în zona de acționare a arcului electric.

Metoda nu a fost experimentată decît pe un cuptor mic de 6 t cu un transformator de 3 MVA. Se presupune că la folosirea pe cuptoare mari de 50—100 t, arcul electric de o putere mult mai mare va dezvolta forțe mecanice mai mari, care vor sparge grămezile netopite și vor distribui buretele pe întreaga suprafață a băii, ceea ce va produce scurtcircuite și, ca urmare, un randament mai scăzut. Acest dezavantaj poate fi eliminat printr-o reglare corespunzătoare a ritmului de încărcare.

— *Metoda Tamsa — Techint* (*fig. 3, 4 și 5*). Aplicarea metodei necesită un buncăr mare *19*, cu o capacitate de 70—80 t, prevăzut cu un sistem de aerisire *22*. Buretele de fier cade prin pîlniile *23*, prevăzute pentru alimentarea a două cuptoare, pe un vibrator reglabil *24*, fiind apoi dirijat pe un sistem automat de dozare și cîntărire cu platane *10*, de unde prin pîlnia *14* este aruncat în cuptor prin țeava *9* cu ajutorul unei mașini centrifuge *7*.

Buretele de fier este aruncat prin ușa de lucru a cuptorului electric în spațiul dintre electrozi sau printr-un alt orificiu practicat în peretele cuptorului. După terminarea încărcării, mașina de încărcare poate fi retrasă, deoarece este așezată pe două șine înguste, iar ușa sau orificiul din peretele lateral pot fi închise.

Are avantajul că elimină total necesitatea prevederii de orificii suplimentare prin boltă,

iar după terminarea încărcării pierderea de căldură suplimentară este evitată prin posibilitatea închiderii uşii sau a orificiului respectiv.

Are dezavantajul că în cazul defectării sistemului de aruncare, încărcarea cuptorului cu burete de fier trebuie sistată, ceea ce nu este cazul la sistemele de încărcare bazate pe cădere liberă.

Se mai cunosc şi alte metode de încărcare continuă (HyL, Contimelt etc.) care însă nu sînt decît diverse variante ale metodelor Steelco şi IRSID.

Faţă de metodele descrise mai sus, se consideră indicat să se aleagă metoda de încărcare pe o singură ţeavă, pe următoarele considerente:

— Faţă de metoda Steelco este necesar numai un singur orificiu suplimentar în boltă.

— Prezintă o mai mare siguranţă în exploatare faţă de metoda Tamsa, deoarece alimentarea

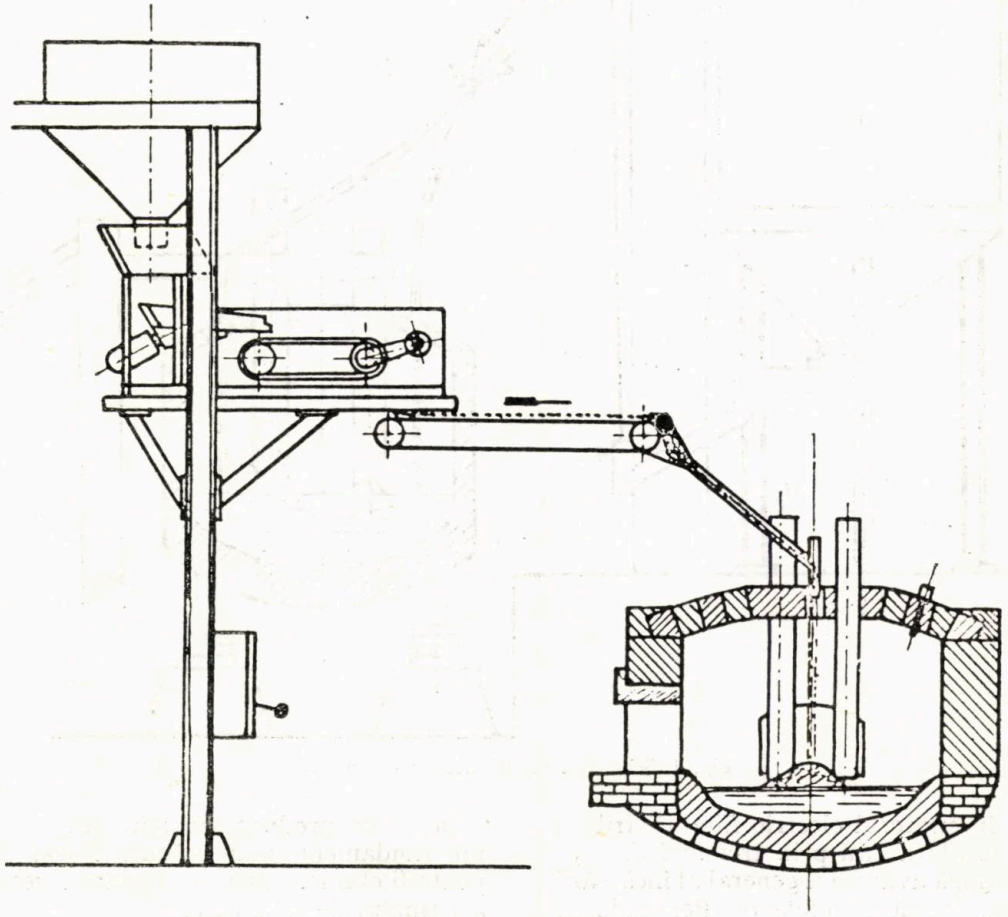


Fig. 2 Schema metodei IRSID.

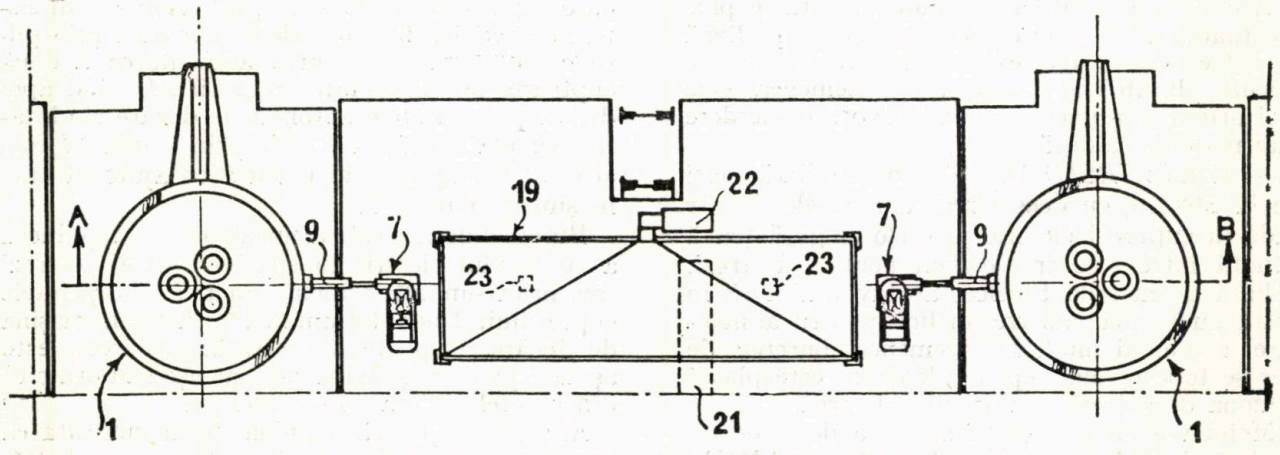


Fig. 3 Schema metodei TAMSA — TECHINT (vedere în plan).

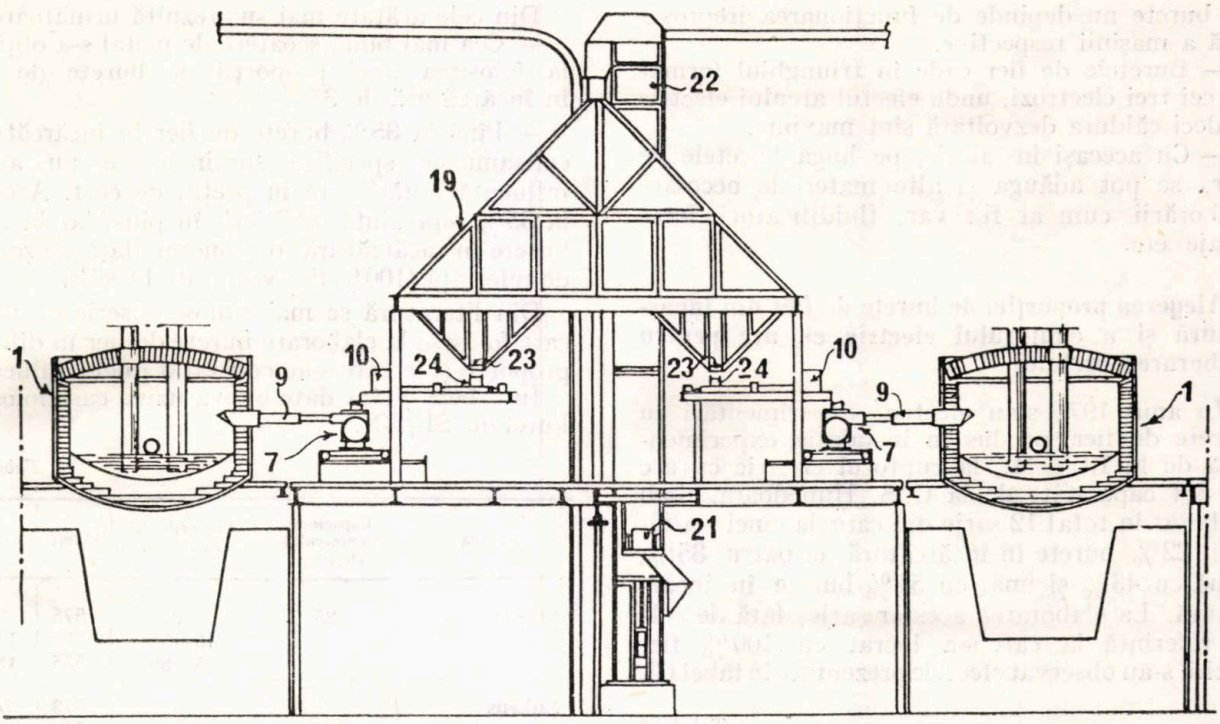


Fig. 4 Schema metodei TAMSA — TECHINT (Secţiune).

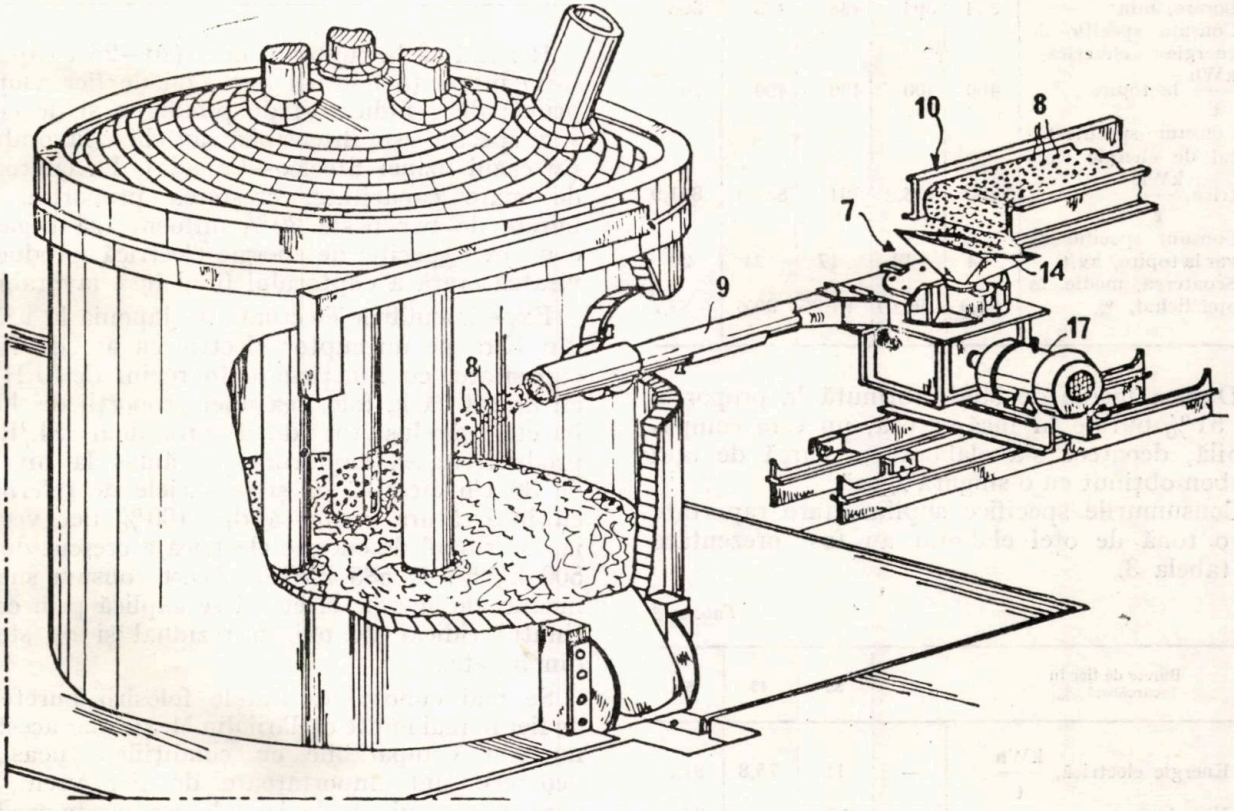


Fig. 5 Schema metodei TAMSA — TECHINT.

cu burete nu depinde de funcționarea ireproșabilă a mașinii respective.

— Buretele de fier cade în triunghiul format de cei trei electrozi, unde efectul arcului electric și deci căldura dezvoltată sînt maxime.

— Cu aceeași instalație, pe lîngă buretele de fier, se pot adăuga și alte materiale necesare elaborării cum ar fi: var, fluidificatori, feroaliaje etc.

Alegerea proporției de burete de fier din încărcătură și a cuptorului electric cu arc pentru elaborarea oțelului

În anul 1971 s-au efectuat experimentări cu burete de fier, produs în instalația experimentală de la I.C.E.M., la cuptorul electric cu arc de 5 t capacitate de la C. S. Hunedoara. S-au elaborat în total 12 șarje din care la cinci s-a folosit 22% burete în încărcătură, la patru, 35%, două cu 43% și una, cu 51% burete în încărcătură. La elaborarea acestor șarje, față de cele de referință la care s-a lucrat cu 100% fier vechi, s-au observat efectele prezentate în tabela 2.

Tabela 2

Burete de fier în încărcătură, %	0	22	35	43	51
— Durata medie de topire, min	141	178	170	180	210
— Durata medie de elaborare, min	394	394	438	478	368
— Consum specific de energie electrică, $\frac{kWh}{t}$ la topire	460	400	460	490	700
— Consum specific total de energie electrică, $\frac{kWh}{t}$	760	715,2	801	835,8	841,9
— Consum specific de var la topire, kg/t	4	12	17	24	30
— Scoaterea medie în oțel lichid, %	88,9	90,07	91,36	90,6	89,7

Durata medie de 368′, obținută la proporția de 51% burete în încărcătură, nu este comparabilă, deoarece s-a elaborat o marcă de oțel carbon obținut cu o singură zgură.

Consumurile specifice suplimentare raportate la o tonă de oțel elaborat au fost prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Burete de fier în încărcătură, %	22	35	43	51
— Energie electrică, $\frac{kWh}{t}$	—	41	75,8	81,9
— Var, kg/t	—	2,7	—	3,7

Din cele arătate mai sus rezultă următoarele:

— Cea mai bună scoatere de metal s-a obținut la folosirea unei proporții de burete de fier în încărcătură de 35%.

— Pînă la 35% burete de fier în încărcătură, consumurile specifice suplimentare nu au o influență hotărîtoare în prețul de cost. Acestea la 35% reprezintă 12,7 lei/t în plus, iar la 22% burete în încărcătură, o economie față de șarjele de referință (100% fier vechi) de 14 lei/t.

Din literatură se mai cunosc o serie de uzine care folosesc la elaborare burete de fier în diferite proporții și la care s-au constatat unele influențe.

În tabela 4 sînt date cîteva uzine care folosesc buretele SL/RN.

Tabela 4

Uzina	Capacitatea cuptorului electric, t	Proporția de burete, %	kWh/t	t oțel/h
Steelco	25	0	575	8,4
		15—50	508	13,9
		15—80	555	13,9
Lukens Steel	150	0	513	37,5
		19	504	47,6
		23	521	49,4
		40	538	45,0
Rheinstahl	10	0	800	2,2
		30	860	2,2
		50	980	2,2
		70	1 100	2,2

Rezultă că la cuptoare mici (10—25 t capacitate) influența folosirii buretelui de fier asupra principalilor indicatori de producție și de consum specific este insensibilă sau chiar favorabilă (în cazul uzinei Steelco—Canada). La cuptoare de mare capacitate, creșterea proporției de burete de fier peste 20% influențează negativ consumul specific de energie electrică, productivitatea orară a cuptorului fiind însă favorabilă.

Experimentările efectuate în Japonia la uzina din Kita pe un cuptor electric cu arc de 70 t capacitate, cu funcționare în regim de U H P, au arătat că la folosirea unei proporții de 40% burete, produs tot după procedeul SL/RN, productivitatea cuptorului a rămas la nivelul de 38 t/h efectivă ca și la șarjele de referință cu încărcătura compusă din 100% fier vechi, iar consumul de energie electrică a crescut de la 500 kWh/t la 585 kWh/t. Acest consum suplimentar de energie electrică se explică prin conținutul ridicat de oxigen rezidual și de steril din burete.

Se mai cunosc rezultatele folosirii buretelui de fier în mai multe oțelării din Mexic, dar acestea nu sînt comparabile cu condițiile noastre, deoarece sînt importatoare de fier vechi, și pentru economia de devize folosesc burete produs din minereuri proprii, cu un conținut redus de

fier total (85—87%), deci cu un conținut ridicat de steril, care mărește consumul de energie electrică, electrozi, refractare etc., dar sînt totuși rentabile prin faptul că exclud o parte din importul de fier vechi. Astfel societatea „Tamsa" (Tubos de Acero de Mexico S.A.) prezintă rezultatele obținute cu trei cuptoare de 50 t, la uzina din Veracruz (oțelăria A), care lucrează cu 50% burete de fier și 50% fier vechi, în comparație cu o altă oțelărie echipată tot cu trei cuptoare de 50 t care lucrează numai cu fier vechi (oțelăria B) (tabela 5).

Tabela 5

Caracteristici	Oțelăria A	Oțelăria B
— Productivitate, t/h efectivă	14,2	13,8
— Consum de energie electrică, $\frac{kWh}{t}$	630	537
— Consum de O_2, Nm^3/t	2,3	16,0
— Consum de gaz metan, Nm^3/t	—	12,4
— Preîncălzirea fierului vechi	Nu	Da
— Consum total echivalent căldură, $\frac{kWh}{t}$	635	606
— Consum de electrozi, kg/t	7,30	6,55
— Consum de refractare la cuptor, kg/t	20,45	6,55

Față de cele prezentate, se consideră că este economic să se utilizeze burete de fier la cuptoarele electrice de mică capacitate pînă la 25 t în proporție de 50% și la cuptoarele de 50 t, 30% burete în încărcătură. La cuptoarele de 50 t capacitate, se va putea lua în considerare pentru viitor și utilizarea unei proporții de 50% burete de fier, aceasta numai în cazul existenței unei instalații de alimentare continuă.

La cuptoarele electrice unde încărcarea fierului vechi se face cu ajutorul benelor (coșurilor), cea mai potrivită proporție de burete ca înlocuitor al fierului vechi se obține atunci cînd se înlocuiește un număr de bene. Astfel la cuptoarele de 50 t unde se încarcă în general două bene cu fier vechi a cîte 28 t, este recomandabil să se înlocuiască o benă, astfel ca să se obțină o reducere a duratei de încărcare și topire, ceea ce înseamnă că proporția de burete de fier în încărcătură, va fi de 50%. Pentru a se putea realiza această proporție, este necesar să se introducă necondiționat sistemul de încărcare continuă.

Elemente constructive ale cuptoarelor

Pentru a nu se ajunge în situația creșterii consumului specific de materiale refractare, datorită caracterului acid al sterilului din buretele de fier, este necesar să se aplice unele îmbunătățiri constructive ale cuptoarelor de elaborat oțelul.

Tot în scopul menținerii unei durabilități normale apare avantajoasă metoda de încărcare care prevede numai un singur orificiu prin boltă, în special pentru a nu se slăbi rezistența bolților din cauza numărului prea mare de orificii.

În cazul în care se constată o uzură mai pronunțată a bolții, datorită măririi gradului de radiație a încărcăturii formată parțial din burete de fier și a prafului din burete, este necesar să se modifice sistemul lor de construcție. Astfel, se poate reține posibilitatea aplicării sistemului de „boltă suspendată" din cărămizi de cromomagnezită. În acest sistem, fiecare cărămidă este suspendată individual, iar boțile sînt plane, renunțîndu-se la sistemul de înzidire în arc. Bolta plană, față de cea în arc este mai ușoară, deoarece cantitatea de cărămizi folosită este mai mică, iar eventualele porțiuni din boltă cu o uzură mai pronunțată, pot fi înlocuite în foarte scurt timp fără a fi necesară demolarea întregii bolți ca la cele construite în arc.

De asemenea, pentru mărirea durabilității pereților cuptoarelor se pot folosi sisteme cu înzidirea de chesoane metalice răcite cu apă, sau a cărămizilor care să formeze grosimi de perete mai mari la bază unde uzura datorită atacului zgurei este mai mare, formîndu-se un perete în „trepte", care are și avantajul posibilității efectuării unei ajustări mai eficiente după scurgerea șarjelor.

Elaborarea oțelului în cuptoare electrice cu arc, cu utilizarea buretelui de fier în încărcătură

Fazele de elaborare a unei șarje la folosirea buretelui de fier diferă întrucîtva față de cele de la elaborarea cu 100% fier vechi. Astfel, după încărcarea unei părți de fier vechi, se introduc electrozii în vederea topirii acestuia, după care, fără a se mai întrerupe arcul, se începe încărcarea continuă a buretelui de fier, prin metoda cunoscută. După terminarea încărcării întregii cantități de burete, se continuă topirea și apoi elaborarea se desfășoară ca și la încărcătura cu 100% fier vechi. Există deci o suprapunere a fazelor de încărcare, topire și afinare, mai ales că teoretic la terminarea încărcării întregii cantități de burete de fier, baia ar trebui să fie în majoritate topită. De asemenea, încă de la introducerea primelor cantități de burete au loc reacții, ceea ce duce practic și la începerea perioadei de afinare.

De la bun început s-a luat în considerare numai sistemul de încărcare continuă a buretelui de fier în baia lichidă, deoarece în caz contrar, la o încărcare discontinuă, sau direct peste fierul vechi netopit, se formează bucăți mari de burete netopit care se depun pe vatră, ducînd la prelungirea duratei de topire și, respectiv, la creșterea consumului specific de energie electrică. Astfel se cunosc rezultatele încărcării discontinue la un cuptor de 50 t capacitate, unde s-au obținut rezultatele prezentate în tabela 6.

Tabela 6

Proporția de burete în încărcătură, %	Fier vechi 100%	20	30	40	40	60	70
Creșterea consumului specific de energie electrică, %	0	3	15	23	25	28	31
Scăderea productivității cuptorului, %	0	15	23	28	33	36	40

Încărcarea continuă a buretelui de fier presupune existența unui sistem de buncăre cu capacități determinate în funcție de capacitatea cuptorului și de proporția de burete folosit. Scurgerea materialului din fiecare buncăr este dirijată cu un alimentator vibrator care descarcă pe o bandă prevăzută cu un sistem automat de cîntărire, care poate determina și viteza de alimentare. Banda de cîntărire descarcă materialul în tubul de alimentare a cuptorului cu un diametru exterior de circa 200 mm.

Cu acest sistem de benzi se pot încărca și alte materiale de adaos în timpul elaborării șarjei, existînd astfel posibilitatea unei cîntăriri precise și reglarea unei viteze adecvate.

Adoptînd proporția de 50 % burete de fier în încărcătură, după încărcarea benei de fier vechi, care va conține 50 % din încărcătura cuptorului, se așează bolta la locul ei, se introduc electrozii și se începe imediat topirea fierului vechi. Din experiența de pînă acum, obținută pe cuptoarele de 50 t de la C.S.H., se consideră indicat să se folosească o mică proprorție de burete (3—5 %) și în benă, care să umple golurile existente între bucățile de fier vechi, asigurîndu-se astfel o mai bună utilizare a energiei electrice și un mers liniștit cu un arc stabilizat. Pentru a se forma din timp o zgură bazică este necesar ca odată cu începerea topirii, să se introducă prin sistemul de alimentare continuă, o cantitate de var, calculată în funcție de conținutul de steril al buretelui, astfel ca încă de la început să se asigure formarea unei zgure bazice, care să anihileze efectul caracterului acid al sterilului asupra căptușelii refractare și a duratei de elaborare a șarjelor.

După topirea completă a fierului vechi și nu mai înainte ca baia să aibă o temperatură de 1 550°C, se începe încărcarea continuă a buretelui de fier. Dacă încărcarea buretelui se face la temperaturi mai scăzute, apare pericolul formării de aglomerări netopite de burete care prelungesc durata șarjelor, cu toate efectele negative ce rezultă. Dacă se întîrzie cu începerea încărcării continue a buretelui, atunci prin creșterea temperaturii băii, apare pericolul deteriorării premature a căptușelii refractare dartorită radiației excesive a încărcăturii topite.

Pentru a evita unele reacții violente sau o spumare puternică, viteza de încărcare a buretelui nu trebuie să fie de la început cea maximă, ea urmînd să crească treptat, după cum o va conduce topitorul, care trebuie să supravegheze permanent baia și reacțiile de la suprafață. După un timp de 5 — 10 min se poate ajunge la viteza maximă de alimentare care după experiența unor oțelării din R.F.G. și Japonia, se ridică la 1,1 t burete pe min, ceea ce raportat la puterea arcului corespunde la o viteză de $\frac{35 \text{ kg burete}}{\text{MW și min}}$ pentru cuptoare UHP de 50—70 t.

Pe perioada alimentării continue a buretelui de fier, pentru a nu scade scoaterea de oțel, este necesar să se împiedice evacuarea zgurei prin pragul ușii. Din acest motiv, înainte de începerea alimentării continue și pe parcursul ei, este necesar să se confecționeze și să se mențină un „prag fals" din dolomită sinterizată, care să împiedice scurgerea zgurei, înainte de topirea completă a buretelui de fier încărcat.

Odată cu buretele de fier ce se încarcă continuu, este necesar să se adauge, cu ajutorul sistemului de alimentare continuă și o cantitate de var, calculată astfel ca bazicitatea zgurei să fie suficientă pentru a se împiedica o uzură pronunțată a zidăriei refractare. Cantitatea de var nu trebuie majorată, deoarece în caz contrar se cunoaște cum va crește consumul specific de energie electrică.

La elaborarea oțelului în cuptoarele electrice cu încărcătura formată din 100 % fier vechi, bazicitatea necesară este mult mai mare atingînd indicele de 3,5 și chiar 4. La folosirea buretelui de fier în încărcătură o bazicitate de 2 este suficientă, deoarece cantitatea de S și P introdusă în cuptor este mai mică.

După terminarea topirii întregii cantități de burete, se rupe pragul fals și se evacuează zgura. Restul de var se adaugă apoi, pentru formarea noii zguri, tot prin sistemul de alimentare continuă.

Durata perioadei de afinare la încărcarea cu 100 % fier vechi este influențată de tipul de fier vechi folosit și de calitatea oțelului de elaborat. La acest fel de încărcătură, este necesar să se aștepte pînă la topirea completă, după care se va lua o probă pentru determinarea compoziției chimice. Numai după primirea analizei chimice se va putea începe afinarea propriu-zisă a șarjei. La încărcarea cu burete de fier, analiza chimică a acestuia fiind cunoscută, se va putea face un calcul al elementelor principale din încărcătură, iar proporția de fier vechi — deși cu compoziția chimică necunoscută — nu va putea influența prea mult pe cea a șarjei pe ansamblu, ceea ce permite în mare măsură începerea afinării imediat după topire și chiar în timpul acesteia. Elementele nedorite la unele calități de oțeluri (Cu, Cr, Ni etc.) se vor încadra în limite admisibile.

Din datele publicate pînă în prezent, cu rezultatele obținute în oțelării, se ajunge la concluzia că la o proporție de 50 % burete de fire încărcătură, se poate ajunge la o reducere a duratei

de afinare la jumătate față de durata ce se realizează cu 100 % fier vechi.

În plus, ca efect economic, se mai poate aminti că proporția de 50% fier vechi, ce se încearcă la funcționarea unui cuptor cu folosirea buretelui de fier, nu trebuie să fie de o calitate foarte bună, față de mersul cu 100% fier vechi, unde întreaga încărcătură trebuie să fie de cea mai bună calitate, adică la cel mai ridicat preț de achiziție.

Influența asupra producției specifice a cuptoarelor

La aceeași capacitate a transformatorului, producția specifică a unui cuptor electric cu arc este determinată de durata de elaborare a șarjelor.

Pentru a putea compara productivitatea cuptoarelor în cazul încărcării unei proporții de 50 % burete de fier cu o încărcătură formată din 100 % fier vechi, este necesar să se păstreze constant, de la o încărcătură la cealaltă, toți factorii externi care o pot influența, cum ar fi capacitatea transformatorului, calitatea fierului vechi etc.

Duratele medii ale șarjelor elaborate de exemplu la C.S.H., la cele două tipuri de încărcături, sînt prezentate în tabela 7.

Tabela 7

Fazele de elaborare	Cuptor de 20 t		Cuptor de 50 t	
	100% fier vechi	50 % burete	100 % fier vechi	50 % burete
— ajustarea	10 min	10 min	15 min	15 min
— încărcarea fierului vechi	30 min	15 min	30 min	15 min
— topirea fierului vechi	3h	1h 30 min	4h	2h
— încărcarea buretelui	—	15 min	—	30 min
— topirea buretelui	—	30 min	—	1h
— afinarea	1h 30 min	1h	2h	1h 30 min
Durata de elaborare	5h 10 min	3h 40 min	6h 45 min	5h 30 min

La cuptoarele de 20 t, producția specifică va crește pe seama reducerii duratei șarjelor de la 4,85 t pe oră efectivă la 6,8, iar productivitatea cuptoarelor cu 24,4 %. La cuptoarele de 50 t, producția specifică va crește de la 8,3 la 10,2 t/h, iar productivitatea lor, cu 18,6 %.

Comparînd aceste rezultate cu altele obținute în alte oțelării se ajunge la concluzia că ele nu sînt deloc exagerate, astfel:

— la Edmonton (Canada) pe un cuptor de 25 t capacitate cu o încărcătură formată din 50 % fier vechi și 50 % burete SL/RN s-a obținut o creștere a producției specifice de 40 %, de la 8,4 t/h la încărcătura cu 100 % fier vechi, la 13,9 prin folosirea buretelui.

— la Veracruz (Mexic) pe un cuptor de 50 t capacitate cu un consum de 50 % burete s-a obținut o creștere a producției specifice de 3% (de la 13,8 t/h la 14,2 t/h) față de încărcătura cu 100 % fier vechi. Aceasta în condițiile folosirii unui burete mult mai slab calitativ, decît tipurile de burete ce se vor folosi la noi, cu un conținut de Fe_{tot} — 83 %, steril — 10,4 % și grad de metalizare — 85 %.

Influența asupra prețului de cost al oțelului

a) Aplicînd formula lui Tigerschiöld, în cazul folosirii buretelui de fier ales tip *A* și *B*, se va obține următorul consum suplimentar de energie electrică:

tip A: steril = 2,62%; O_2 = 1,48%

tip B: steril = 8,40%; O_2 = 1,51%

$$P = 33{,}27\ O_M + 6G_M \text{ kWh/t}$$

unde: O_M este conținutul de oxigen al buretelui %;

G_M — conținutul de steril al buretelui, %

$$P_A = 33{,}27 \cdot 1{,}48 + 6 \cdot 2{,}62 = 65 \text{ kWh/t}$$

$$P_b = 33{,}27 \cdot 1{,}51 + 6 \cdot 8{,}4 = 100{,}6 \text{ kWh/t}$$

Cheltuiala suplimentară la energia electrică va fi:

$$Q_A = 65 \cdot 0{,}313 = 20{,}35 \text{ lei/t oțel}$$

$$Q_B = 100{,}6 \cdot 0{,}313 = 31{,}5 \text{ lei/t oțel}$$

b) Datorită consumului specific suplimentar de energie electrică va crește în mod proporțional și consumul specific de electrozi:

$$E = \frac{P_1 + P}{P_1} \cdot c - c$$

unde: E este consumul specific suplimentar de electrozi, kg/t;

P_1 — consumul specific de energie electrică la o încărcătură de 100% fier vechi, kWh/t;

P — consumul specific suplimentar de energie electrică, determinat mai sus, kWh/t;

C — consumul specific de electrozi fără burete, kg/t.

$$E_A = \frac{700 + 65}{700} \cdot 8 - 8 = 0{,}72 \text{ kg/t}$$

$$E_B = \frac{700 + 100{,}6}{700} \cdot 8 - 8 = 1{,}12 \text{ kg/t}$$

Cheltuiala suplimentară va fi :

$$Q \cdot E_A = 0{,}72 \cdot 16{,}6 \text{ lei/kg} = 11{,}95 \text{ lei/t}$$

$$Q \cdot E_B = 1{,}12 \cdot 16{,}6 \text{ lei/kg} = 18{,}6 \text{ lei/t}$$

c) S-a arătat că în timpul încărcării continue cu burete este necesar să se formeze un prag fals din dolomită calcinată, pentru evitarea scurgerii zgurei pînă la topirea completă a şarjei. Aceasta va spori consumul specific de dolomită calcinată de la 20 kg/t cît se realizează în prezent cu 100% fier vechi, la cca 30 kg/t.

Cheltuiala suplimentară, pentru ambele tipuri de burete, va fi : 10 kg/t · 0,4 lei/kg = 4 lei/t oţel.

d) Urmare a creşterii producţiei specifice a cuptoarelor, vor scădea cheltuielile secţiei de fabricaţie şi cheltuielile generale ale întreprinderii, după cum urmează :

— la cuptoarele de 20 t, creşterea producţiei specifice de 1,95 t/h efectivă va aduce un spor anual de producţie, considerat la un timp efectiv de 330 zile/an, astfel :

$$2 \text{ cupt.} \times 1{,}95 \text{ t/h} \times 7\,920 \text{ h/an} = 30\,880 \text{ t}$$

— la cuptoarele de 50 t, sporul anual va fi :

$$2 \text{ cupt.} \times 1{,}9 \text{ t/h} \times 7\,920 \text{ h/an} = 30\,100 \text{ t}$$

Economiile ce se realizează la regia de fabricaţie, pe seama creşterii producţiei se calculează cu următoarea formulă :

$$E = (C_g + C_s) - \left[\frac{[P_a(C_g + 0{,}8\,C_s)}{P_r} + 0{,}2\,C_s\right] \text{ lei/t}$$

unde : P_a este producţia actuală cu 100% fier vechi, t ;

P_r = producţia realizată cu folosirea buretelui, t ;

C_g — cheltuielile generale ale întreprinderii, lei/t ;

C_s — cheltuielile secţiei de fabricaţie, lei/t.

Introducînd datele din exploatare în formulă, economiile datorită creşterii productivităţii vor fi : $E = 45{,}5$ lei/t

Însumînd influenţele prezentate la punctele *a*, *b*, *c* şi *d*, se obţine :

— Pentru buretele de tip $A = +20{,}35 + 11{,}95 + 4 - 45{,}5 = -9{,}2$ lei/t

— Pentru buretele de tip $B = +31{,}5 + 18{,}6 + 4 - 45{,}5 = +8{,}6$ lei/t

Reamintindu-ne despre condiţia pe care trebuie s-o îndeplinească preţul de vînzare al buretelui de fier, vom scrie :

$$P = F_v - C_s$$

unde :

P este preţul de vînzare al buretelui de fier, lei/t ;

F_v — preţul de achiziţie al fierului vechi, lei/t ;

C_s — cheltuielile suplimentare din oţelărie în urma utilizării buretelui de fier, lei/t.

Avînd acum toate elementele cunoscute, pentru cele două tipuri de pelete, se obţine :

$$P_A \leqslant 1\,000 - (-9{,}2) \leqslant 1009{,}2 \text{ lei/t}$$

$$P_B \leqslant 1\,000 - (+8{,}6) \leqslant 991{,}4 \text{ lei/t}$$

Preţul de cost al buretelui de tip *A* fiind de 979 lei/t şi cel de tip *B* fiind de 905 lei/t, condiţiile impuse sînt îndeplinite, realizîndu-se chiar economii importante, la ambele tipuri de burete de fier ales.

Din cele relatate mai sus se pot trage următoarele concluzii :

În cazul satisfacerii condiţiilor principale impuse buretelui de fier, utilizarea acestuia în cuptoare electrice cu arc pentru elaborarea oţelului nu ridică probleme deosebite. Totuşi se impune respectarea următoarelor măsuri :

— utilizarea buretelui în oţelărie imediat după răcire (de dorit la maxim 48 h după producere) ;

— alimentarea continuă a buretelui de fier în cuptorul electric cu arc ;

— îmbunătăţirea rezistenţei căptuşelii refractare prin folosirea de cărămizi calitativ superioare şi înzidirea de chesoane metalice răcite cu apă.

Ing. N. Drăghici
Ministerul Industriei Metalurgice

Lucrarea a fost susţinută la cursurile postuniversitare în octombrie 1973

BIBLIOGRAFIE

[1] Astier J. *Noi procedee electrometalurgice de elaborare a fontei şi oţelului.* La technique moderne, nr. 1, 1968.
[2] Szoke L. *Modul de întrebuinţare a peletelor metalizate la elaborarea oţelului în prezent şi în viitor.* Revista Kohaszat, nr. 10, 1971.
[3] Noda H., Furuhashi H. şi Ushiyama H. *Experienţe la funcţionarea unui cuptor cu arc U.H.P.* Seminar O.N.U. — Bucureşti, septembrie, 1972.
[4] Morelli G. şi Urgnani G. B. *Folosirea buretelui de fier la elaborarea oţelului în cuptorul electric.* Seminar O.N.U. — Bucureşti, septembrie 1972.
[5] Post M. G. *Teoria şi practica topirii buretelui de fier în cuptoare cu arc.* Seminar O.N.U. — Bucureşti, septembrie, 1972.
[6] Kehl P. şi Voss H. *Utilizarea buretelui de fier în procesul de elaborare a oţelului.* Seminar O.N.U. — Bucureşti, septembrie, 1972.
[7] Meyer K. *Tehnologia elaborării oţelului cu folosirea buretelui de fier, într-un cuptor electric cu arc.* Stahl und Eisen, nr. 5, martie, 1973.

Unele aspecte referitoare la lianții folosiți pentru obținerea formelor ceramice

CZ 621.744.3 : 621.742.48

Formele ceramice utilizate pentru turnarea de precizie a pieselor impun pe lîngă materialele refractare speciale pe care le folosesc și lianți cu proprietăți deosebite.

Analizînd datele publicate în legătură cu turnarea de precizie în forme ceramice, se remarcă tendința generală de utilizare a silicatului de etil sub formă de soluție hidrolizată.

Silicatul de etil este un produs organic pe bază de siliciu care constă din eterul etilic al acidului silicic și produsele de hidroliză ale acestuia cu diferite grade de condensare.

Ortosilicatul de tetraetil $(C_2H_5O)_4Si$, care se găsește în comerț sub denumirea de silicat de etil (etil-silicat), a fost preparat prima dată de J. A. Ebelman în 1846 din alcool etilic și tetraclorură de siliciu :

$$4\,C_2H_5OH + SiCl_4 \rightarrow (C_2H_5O)Si + 4HCl$$

În general silicații organici pot fi preparați direct din tetraclorură de siliciu cu alcoolul sau fenolul respectiv, [2] :

$$SiCl_4 + 4ROH \rightarrow Si(OR)_4 + 4HCl$$

la obținerea silicatului de etil, rezultă și alți polimeri, indicați în tabela 1.

Pentru turnătorii, industria chimică pune la dispoziție tipuri de silicat de etil cu caracteristicile prezentate în tabela 2.

În tabela 3 se indică unele proprietăți ale celor mai utilizate tipuri de silicat de etil [4], [8].

Soluția de liere se obține în urma hidrolizei silicatului de etil. Esența procesului de hidroliză

Tabela 1

Formula compusului	Greutatea moleculară totală	Greutatea moleculară a grupei etoxilice	Conținutul, %	
			Grupă etoxilică C_2H_5O	SiO_2
$(C_2H_5O)_4Si$	208	180	86,6	28,8
$(C_2H_5O)_6Si_2O$	342	270	79,0	35,1
$(C_2H_5O)_8Si_3O_2$	452	336	74,3	37,1
$(C_2H_5O)_{10}Si_4O_3$	610	450	73,9	39,3
$(C_2H_5O)_{12}Si_5O_4$	744	540	72,5	40,32
$(C_2H_5O)_{14}Si_6O_5$	836	588	70,3	41,0
$(C_2H_5O)_{16}S_7O_6$	964	672	69,99	41,5
$(C_2H_5O)_{28}Si_{13}O_{12}$	1732	1176	67,8	42,95
$(C_2H_5O)_{30}Si_{14}O_{13}$	1860	1260	67,7	43,076

Tabela 2

Denumirea indicelui	U.R.S.S.			Firma NIUNHRITZ, R.D.G.	Firma MONSANTO, Anglia	Firma GOLD-SCHMIDT, R.F.G.
	Instrucțiuni TU 1689—48	Instrucțiuni TU 2818—51	Instrucțiuni TU 135—56			
Fracții pînă la 100°C, %	max. 5	max. 3	max. 1,7	—	max. 1	max. 2
Conținutul de HCl, %	max. 0,5	max. 0,15	max. 0,1	0,1	neutru	0,1
Conținutul de SiO_2, %	28—41	30—34	38—42	40±2	41	40±2
Densitatea la 20°C, g/cm³	1,10	pînă la 1,0	1,0—1,07	1,05	1,07	—

În cazul cînd alcoolul sau fenolul utilizat nu este anhidru, ci conține și mici cantități de apă, în loc de ortosilicat pur se obține o mixtură de ortosilicați sau polisilicați cu un conținut variabil de SiO_2.

În stare chimic pură silicatul de etil nu posedă calități de liant. Aceste proprietăți caracterizează numai soluțiile hidrolizate de silicat de etil; datorită hidrolizei cu apa, grupările de etoxil se transformă în grupe hidroxil [1], [3]. Deoarece silicatul de etil este insolubil în apă, se recurge la utilizarea unui dizolvant intermediar (alcool metilic, acetonă) care este parțial miscibil cu apa și cu silicatul de etil. În funcție de cantitatea de apă și de dizolvant utilizate pentru hidroliză, se pot obține o serie de soluții de liere cu compoziție și proprietăți diferite.

Principalul component chimic al silicatului de etil tehnic este eterul etilic al acidului ortosilicic $(C_2H_5O)_4Si$, denumit și „tetraetoxisilan", care conține pînă la 28,8% SiO_2. Pe lîngă acest compus, în urma reacțiilor de sinteză care duc constă în transformarea eterilor din silicatul de etil în acizi silicici care sînt instabili și trec în stare coloidală. În continuare sub acțiunea unor catalizatori, acizii silicici sub formă coloidală sau sub formă de geluri se transformă într-un material sticlos, insolubil în apă, chimic inert și rezistent la temperaturi ridicate.

În funcție de cantitatea de apă (mai mică, egală sau mai mare decît cantitatea calculată stoechiometric) utilizată și de calitatea materialelor supuse hidrolizei se pot obține polimeri ai acidului silicic care conțin apă liberă :

$$2(C_2H_5O)_4Si + 7H_2O = H_2SiO_4 + 2H_2O + 8C_2H_5OH,$$

sau care nu conțin apă liberă :

$$2(C_2H_5O)_4Si + 5H_2O = H_2SiO_4 + 8\,C_2H_5OH$$

și amestecuri de polimeri ai acidului silicic și produse de hidroliză parțială :

$$3(C_2H_5O)_4Si + 6H_2O = H_2SiO_4 + SiOH\,(C_2H_5O)_3 + 9C_2H_5OH$$

Tabela 3

Denumirea indicelui	Silicat de etil		
	Tip ETS32	Tip ETS40	Tip ETS50
Densitatea la 20°C, g/cm³	1,00	1,04—1,07	1,18—1,25
Conținutul de HCl, % greutate	pînă la 0,1	0,1	pînă la 0,1
Conținutul de SiO_2, % greutate	30—34	40±2	51—54
Fracții pînă la 110°C, % greutate	pînă la 2,0	—	pînă la 2,0
Fracții pentru intervalul 160—180°C, % greutate	50,0—65,0	8—15	—
Grupări etoxilice C_2H_5O, % greutate	—	60—72	57—61
Fracții tetraetoxisilanice, % greutate	50—70	8—15	—
Fracții de alcool etilic, % greutate	—	pînă la 1,5	pînă la 2,0

În literatura de specialitate există un număr foarte mare de recomandări referitoare la rețetele soluțiilor pentru hidroliză. Majoritatea acestor rețete se referă la cantități de reactivi calculate pe baza cantității de SiO_2 din soluția inițială, în care SiO_2 poate varia între 12,2% pînă la 25,8% și apă de la 0 la 3,75 moli/mol de SiO_2 sau pe baza cantității de SiO_2 din soluția de liere hidrolizată, care poate conține SiO_2 între 18,1% și 25,4% [7].

Printre numeroasele metode propuse pentru calculul compoziției soluțiilor de liere se pot enumera și cele ale lui V. I. Ozerova și B. B. Spriță, care au întocmit o nomogramă cu ajutorul căreia se pot determina cu ușurință cantitățile de apă și dizolvant (acetonă) necesare pentru hidroliza oricărui tip de silicat de etil [4].

În figura 1 se prezintă nomograma stabilită de V. I. Ozerova pentru calculul necesarului de apă la hidroliza silicatului de etil, în cazul utilizării ca dizolvant a acetonei.

Metoda de calcul propusă de V. I. Ozerova se bazează pe unele ipoteze simplificatoare în ceea ce privește mecanismul de producere a procesului de hidroliză; totuși nomograma indicată în figura 1 se poate utiliza cu bune rezultate, urmînd ca de la caz la caz, în urma experimentărilor, să se facă corecturile necesare valorilor date de aceasta.

Pentru calcularea după nomograma din figura 1 a cantității de apă necesară hidrolizei unui anumit silicat de etil, se trasează o linie verticală de la punctul de pe axa orizontală care corespunde conținutului de SiO_2 din silicatul de etil, respectiv pînă la linia „apă", iar la intersecția acestor două linii se trasează la stînga o linie orizontală pînă la linia (scara) pe care se determină cantitatea de apă necesară. Pentru gelificarea în atmosferă se calculează cantitatea de apă în zona

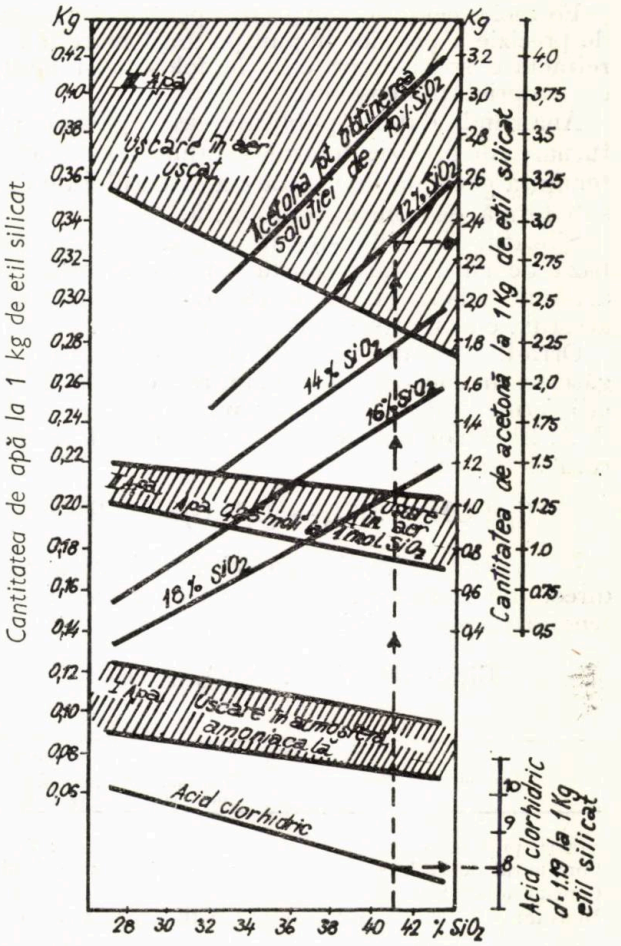


Fig. 1 Nomogramă pentru calculul cantității de apă, acetonă și acid clorhidric (d = 1,19 g/cm³), pentru hidroliza silicatului de etil.

hașurată superioară, iar pentru uscarea în atmosferă de amoniac, zona hașurată inferioară.

Cantitatea de solvent se determină prin prelungirea liniei verticale pînă la linia acetonă și apoi de la intersecție se prelungește o linie orizontală la dreapta pînă la scară, citindu-se volumul sau greutatea necesară de solvent.

A. A. Semenenko, de la Uzina de tractoare din Harkov (HTZ) a elaborat o altă metodă de determinare a gradului de hidroliză a silicatului de etil, bazată pe determinarea prin metoda gaz volumetrică, a conținutului de carbon în silicatul de etil și a conținutului de carbon în soluția hidroliză [7].

El a propus următoarea relație pentru calcularea gradului de hidroliză al silicatului de etil, N:

$$N = \frac{C_{hn}}{C_e} \cdot 100, \ \%$$

unde :

C_{hn} este conținutul de carbon în soluția hidrolizată de silicat de etil, %;

C_e — conținutul de carbon în silicatul de etil, %.

Cantitatea de soluție de liere obținută prin hidroliză (X) se poate calcula și prin considerarea conținutului de grupe etoxi a silicatului de etil respectiv (a) și a necesarului de moli de apă (M) care trebuie introduși pentru fiecare grupă etoxilică C_2H_5O (a). Se indică relația:

$$X = M \cdot a \cdot \frac{18}{100 \cdot 45} = 0{,}004 \cdot M \cdot a$$

În tabela 4 se indică valorile recomandate pentru (M), în funcție de valoarea lui (a).

Tabela 4

Modul de uscare a formei	Conținutul de grupe pe etoxi (a),%	
	60—65	65—72
	Cantitatea necesară de apă (M), moli	
În atmosferă	0,5—0,6	0,6—0,8
Insuflare de catalizator	0,2—0,3	0,3—0,5

În tabela 5 se indică cîteva exemple de compoziții de soluții utilizate pentru hidroliza silicatului de etil, iar în tabela 6 se dau cîteva rețete de folosire a silicatului de etil 40, în funcție de cantitatea de SiO_2 care se urmărește să existe în soluția hidrolizată de liere [3], [7], [2], [8].

Hidroliza silicaților organici se poate efectua după diverse tehnologii. Cele mai uzuale sînt: procedeul cu un singur stadiu la care componentele hidrolizei se amestecă simultan și procedeul cu două stadii la care componentele se adaugă în două etape după un timp bine stabilit și în funcție de temperatura reacției [2].

În tabela 7 se indică exemple de rețete de hidroliză a silicaților organici după metoda cu un singur stadiu, iar în tabela 8 se dau exemple de rețete preparate după procedeul cu două stadii [2], [7], [8], [3].

Hidroliza silicatului de etil se petrece la un pH acid, din care motiv se utilizează drept catalizator HCl, H_2SO_4 sau amestecuri dintre aceștia.

Pentru a se accelera gelificarea soluțiilor de silicat de etil hidralizat se adaugă proporții mici de substanțe bazice organice sau anorganice.

În mod curent ca acceleratori de gelificare se utilizează soluții apoase de hidroxid de sodiu sau potasiu, oxid de magneziu sau amine primare, alifatice, diamine, poliamide, amine-alcalii, amoniac, săruri complexe ale acidului fluoric, monoetanolamin, ciclohexamin, piperidină, oxid de zinc, carbonat de amoniu, butelin, etilendiamin, dietilendiamin etc.

Se pare că dintre aceste substanțe enumerate, efectul cel mai puternic l-ar avea piperidina, iar cel mai slab, carbonatul de amoniu.

Relativ la influența acestor substanțe asupra timpului de gelificare, este dificil de indicat valori cantitative, deoarece toate datele publicate se referă la o anumită soluție de silicat

Tabela 5

Tipul de silicat de etil	Dizolvantul	Apa	Catalizatorul*	Sursa bibliografică
ETS 40 1 l	Acetonă 1,03 l Alcool 1,94 l	—	HCl cu d = =1,19; 15,2 ml H_2SO_4 cu d = =1,82; 16,5 ml	[2]
ETS 40 1 l	Acetonă 2,6 l Alcool izopropilic 2,6 l	—	HCl cu d = =1,19; 23 ml H_2SO_4 cu d=1,82; 25 ml	[2]
ETS 40 1 l	Acetonă 3,64 l	0,2 l	HCl cu d=1,19; 18,47 ml H_2SO_4 cu d=1,82; 20 ml	[8]
ETS 40 1 l	Acetonă 2,37 l	0,52 l	HCl cu d=1,119; 15,4 ml H_2SO_4 cu d=1,82; 16,8 ml	[8]
ETS 28 1 l	Alcool metilic 0,5 l	0,25 l	5 cm^3 HCl	[1]
ETS 40 18 părți volum	Alcool metilic 22 părți vol.	3 părți vol.	0,15 părți volum de HCl conc.	[3]
ETS 40 3 kg	Alcool izopropilic 5,8 kg	1,2 l	2% 0,6 kg de H_2SO_4 0,2 kg de HCl	[3]
ETS 40 3 kg	Alcool izopropilic 4,9 kg Acetonă 2,1 kg	—	—"—	[3]
ETS 40 3 kg	Acetonă 6,5 kg	5 l	—"—	[3]
ETS 40 2 kg	Alcool izopropilic 4 kg Acetonă 2 kg	—	—"—	[3]
ETS 32 6 kg	Alcool metilic 2,8 kg	1,2 l	—"—	[7]
ETS 32 5 kg	—	5 l	—"—	[7]
ETS 32 6 kg	Acetonă 2,8 kg	1,2 l	—"—	[7]

* Densitățile (d) sînt indicate în g/cm^3.

Tabela 6

Conținutul de SiO_2 în soluția hidrolizată, g/100 ml soluție	Părți în greutate				
	Silicat de etil 40	Dizolvant *			
		Alcool metilic**	Apă	Alcool izopropilic	Apă
5,0	11,8	88,2	—	86,6	1,6
7,5	17,6	82,4	—	80,0	2,4
10,0	23,5	76,5	—	73,2	3,3
12,5	29,4	70,6	—	65,5	4,1
15,0	35,0	63,4	1,6	60,1	4,9
17,5	41,2	55,0	3,8	53,2	5,6
20,0	47,0	48,9	4,1	46,5	6,5
25,0	58,9	34,3	6,8	32,9	8,2
30,0	70,5	20,4	9,1	—	—

* Catalizator: acidul clorhidric;
** Alcool metilic industrial cu 6% apă.

Tabela 7

Substanțe	Cantități, % volumice		
Acid	7,2 părți de soluție HCl 0,01 N	6 părți de soluție HCl, conc 1 N	20 părți de soluție H_2SO_4, conc. 2N
Dizolvant	—	840 părți de alcool metilic industrial tip 64 OP	200 părți de alcool metilic industrial tip 64 OP
Silicați alkilici	15,3 părți de silicat ortometilic	1600 părți de silicat de etil cu 40% SiO_2	200 părți de silicat izopropilic cu 38% SiO_2
Apă	—	100 părți	—
Sursa bibliografică	patent S.U.A. nr. 1.450.467	patent Anglia nr. 770.527	patent Anglia nr. 948.132

de etil hidrolizat, cu proprietăți fizico-chimice bine definite.

În tabela 9 se indică unele rețete de preparare a amestecurilor utilizate pentru confecționarea formelor ceramice.

Utilizarea formelor ceramice pentru turnarea de precizie se va extinde odată cu micșorarea prețului de cost al materiilor prime utilizate și cu îmbunătățirea metodicilor de lucru.

Tabela 8

Substanțe	Cantități, % volumice			
Apă	2,15 părți	2000 părți	40 părți	—
Acid	18 părți HCl concentrat cu d=1,18	50 părți HCl concentrat cu d=1,18	20 părți soluție HCl cu concentrația 2N	40 părți soluție HCl cu concentrația 0,1 N
Dizolvant	58 părți alcool metilic industrial tip 64 OP	8 000 părți de izopropanol	100 părți de izopropanol	140 părți de amestec de izopropanol și apă
Silicați alkilici (I cantitate)	14 părți ETS 40	6 000 părți de ETS 40	200 părți silicat izopropilic cu 38% SiO_2	340 părți de ETS 40
Silicați alkilici (II cantitate)	11 părți de ETS 40	2 000 părți de silicat de metil cu 50% SiO_2	100 părți silicat izopropilic cu 38% SiO_2	135 părți de silicat izopropilic cu 38% SiO_2
Sursa bibliografică	patent Anglia nr. 770.527	patent Anglia nr. 399.341	patent Anglia nr. 9.348.132	patent S.U.A. nr. 3.146.252

Tabela 6

Liantul	Materialul refractar	Raportul liant/material refractar	Catalizator	Calcinarea formei		Obs.	Surse bibl.
				temp., °C	timp, h		
Soluție hidrolizată de ETS 40	Marșalită spălată și tratată termic timp de 3—4 h la 950°C Nisip cuarțos calitatea 1KO20A Raportul marșalită/ nisip de 3 : 1	100 ml soluție liant la 300 g material refractar	5% soluție de NaOH sau KOH concentrație 15%	950	2—3	Pentru piese din oțel	[6]
Soluție de spirt sau acetonă de oxiclorură de crom $Cr_n(OH)_{3n-1}Cl$ cu 120—180 g/l de Cr_2O_3	Cromită, magnezită sau cromomagnezită cu granulația sub 0,04 mm	1 l liant 2,5—3 kg material refractar	—	—	—	Se utilizează și la forme coji cu modele ușor fuzibile	[9]
Soluție hidrolizată de ETS 28	Făină de cromomagnezită 50% Marșalită — 25% Nisip cuarțos cu granulația sub 0,13 mm —25%	1 l liant și 2 kg material refractar	1,5% hidrocarbonat de sodiu și 1,5% carbonat de sodiu	—	—	Pentru piese din fontă	[1]
Soluție hidrolizată de silicat de etil	Făină de cuarț cu 7% granulație peste 0,1 mm și minim 70% cu granulația sub 0,05 mm	330 cm^3 soluție liant la 1 kg material refractar	145 cm^3 de HCl concentrație 8% și 10 cm^3 de HCl concentrație 38%	870	2—3	—	[5]

Ing. I. Chira și ing. I. Riposan
Institutul politehnic — București

BIBLIOGRAFIE

[1] Doskar J. ș.a. *Vliv obalove hmoty a suseni obalu na pevnost Keramickych forem.* Slévárenstvi, 16, nr. 1, 1968, p. 16—17.

[2] Emblem H. G. *Some Uses of Organic Silicates in Foundry Technology.* Foundry Trade Journal, 132, 2884, martie, 16, 1972, p. 379—382, 386.

[3] Jitkova L. A. ș.a. *Etilisilicat—40.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 10, 1968, p. 4.

[4] Ozerova V. A. *Lite po viplavliaemîm modeliam.* Moscova, Mașinostroenie, 1971.

[5] Reichel F. *Giessen in Keramische Formen.* Giesserei Praxis, nr. 1, 1962, p. 5—7.

[6] Reva I. L. *Usoverșenstvovanie tehnologhii litia v Keramicieskie formî.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 3, 1963, p. 8—9.

[7] Semenenko A. A. *Opredelenie polnotî ghidroliza etilisilikata.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 11, 1968, p. 34—35.

[8] Sklennik Ia. I. *Klassificația sviazuinșcih rastvorov etil silikata.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 5, 1970, p. 1—2.

[9] Matusevici I. S. *Keramicieskie formî iz osnovnîh ogneupornîh okislov.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 6, 1970, p. 1.

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI

REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 44.12.

PRODUCE:

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

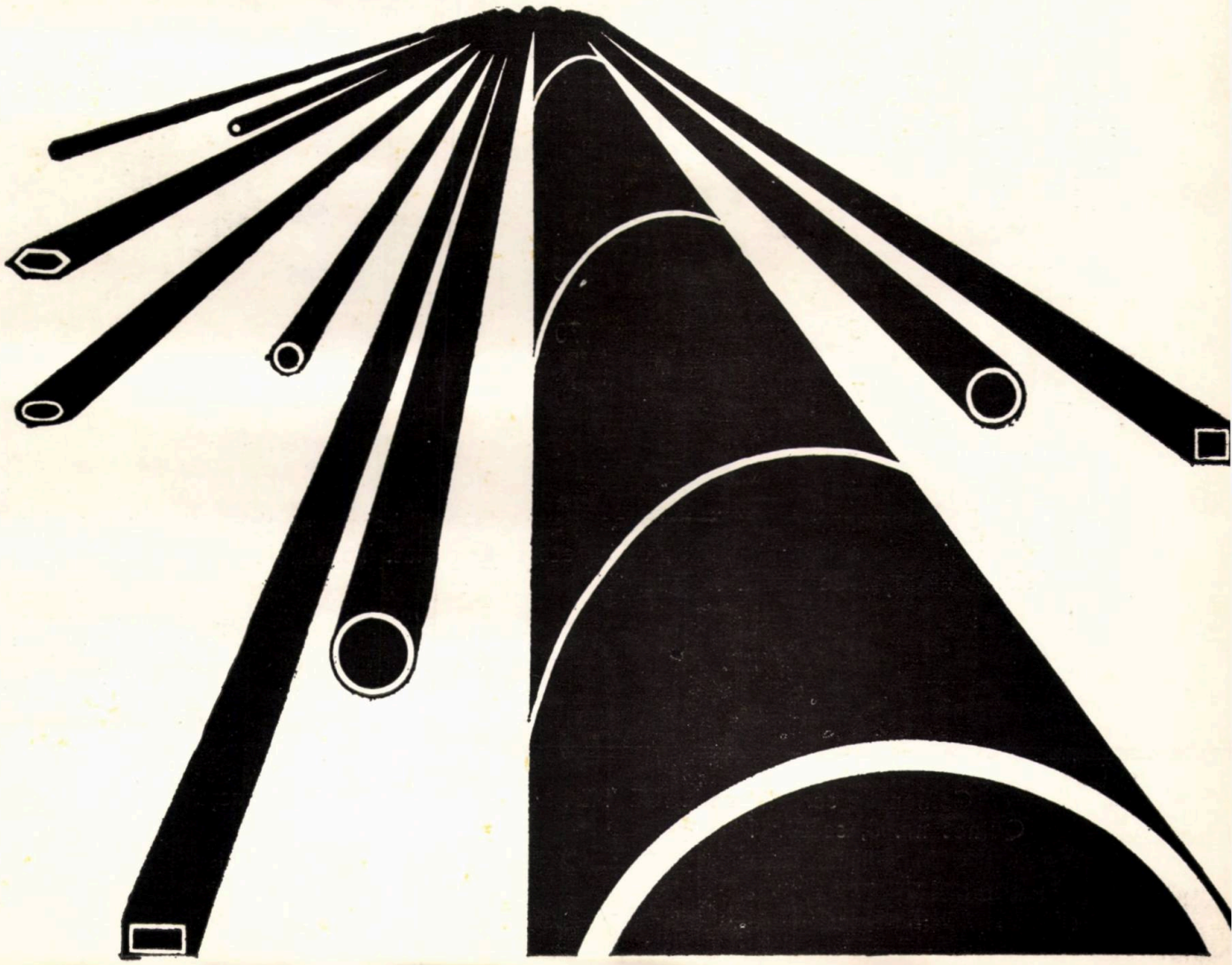
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri filetate, conducte;
- pentru prospecţiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere;
- pentru construcţii şi la construcţii de maşini:
  — ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  — ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
- pentru instalaţii de apă, abur, gaz:
  — ţevi filetate şi cu mufă sau nefiletate, în stare neagră (nezincate), cu diametrul exterior pînă la 5 inci inclusiv;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice: ţevi sudate elicoidal, cu diametrele de 419—1020 mm; în fabricaţie curentă grosimi de 7 — 8 mm, pentru diametre de 419—521 mm, şi de 8—9 mm, pentru diametre de 620 — 1 020 mm, în lungimi cuprinse între 6 şi 12 m;
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini: oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTA:

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri filetate, ţevi construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



CENTRALA INDUSTRIALĂ DE PRELUCRĂRI METALURGICE

— București, B-dul Muncii nr. 256 Sector 3 — Telefon 44.39.63. Telex 011.582

EXECUTĂ ȘI LIVREAZĂ LA EXPORT:

Sîrmă trasă din oțel pentru beton precomprimat (SBP)

Conform STAS 6482-61 și GOST 7348-63
cu următoarele caracteristici tehnice:

Dimensiunea, mm	Rezistența la rupere, min. kgf/mm²	Limita de curgere, kgf/mm²
3	190	160
4	175	148
5	170	145
7	160	135

De asemenea livrează toroane pentru sîrmă beton precomprimat (TBP) din 7 fire de 3 mm și 4 mm, cu aspect cuprat mat. Toroanele se execută din sîrmă de oțel de înaltă rezistență

Comenzile se primesc la ICE METALIMPORTEXPORT, București, str. Edgar Quinet nr. 8, sector 1

CENTRALA INDUSTRIALĂ DE PRELUCRĂRI METALURGICE

— București, B-dul Muncii nr. 256, sector 3 — Telefon 44.39.63

OFERĂ LA EXPORT:

— ȚEVI DE INSTALAȚII SUDATE LONGITUDINAL

- negre și zincate
- filetate și nefiletate
- dimensiuni : 1/2" — 4"

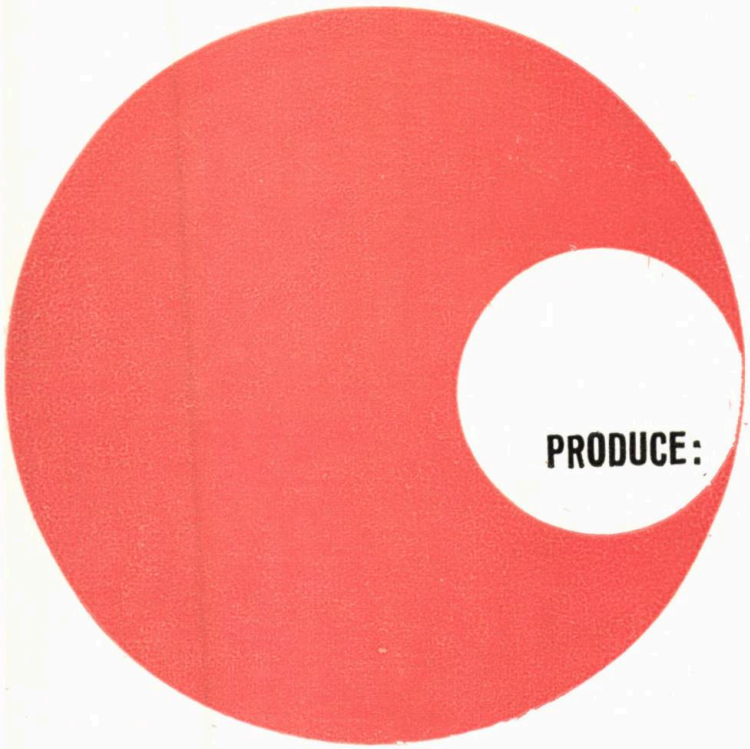
Execuția conform DIN 2439, 2440, 2441, 2444 și ASTM A 120

— PROFILE FORMATE LA RECE

- corniere și profile U, ambele cu aripi egale și neegale
- conform DIN 59413

Comenzile se primesc la ICE METALIMPORTEXPORT, București, str. Edgar Quinet nr. 8, sector 1

ÎNTREPRINDEREA DE PRELUCRARE A ALUMINIULUI – SLATINA



- bare, țevi, profile de construcție și diverse profile extrudate din aluminiu sau aliaje de aluminiu ;
- table, benzi, folii din aluminiu în gama de grosimi 3—0,020 mm ;
- cabluri electrice de 1 kV tip ACYY și ACY ABY conform STAS 8778/70 ;
- țevi irigații în gama ∅ 3—6″ cu lungimea 6 000—9 000 mm;
- tîmplărie metalică : uși, ferestre, vitrine în diverse culori și diverse tipodimensiuni.

Str. Milcov nr. 1. Telefon 12520. Telex 47217

ÎNTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ

„CARBOCHIM" — CLUJ

Piața 1 Mai, nr. 3, telefon 30.120

execută:

— corpuri abrazive de diferite forme și dimensiuni, din electrocorindon normal, electrocorindon nobil și carbură de siliciu cu lianți ceramici sau organici pentru :

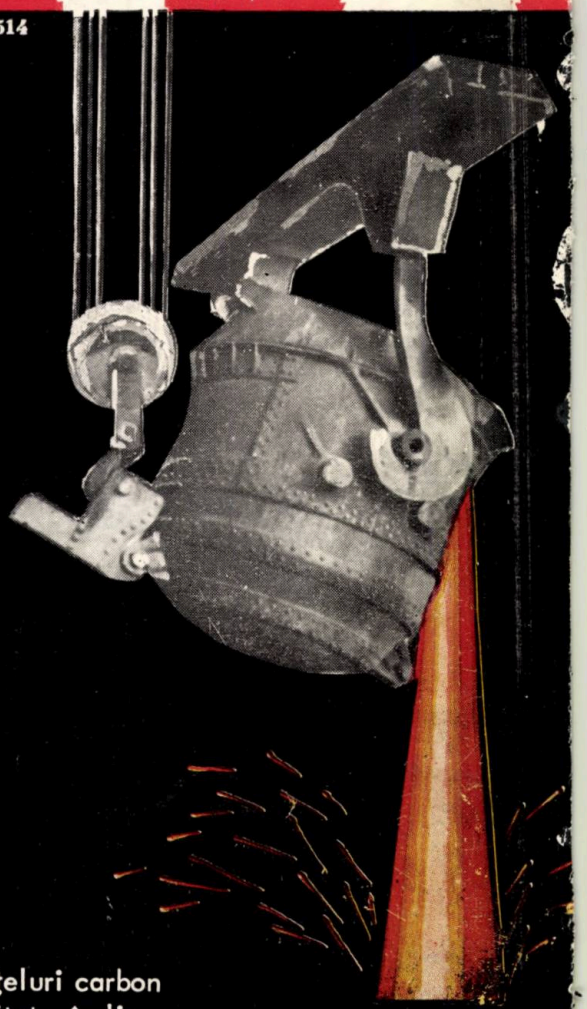
- operații de degroșare
- finisări de precizie
- lustruirea suprafețelor etc.

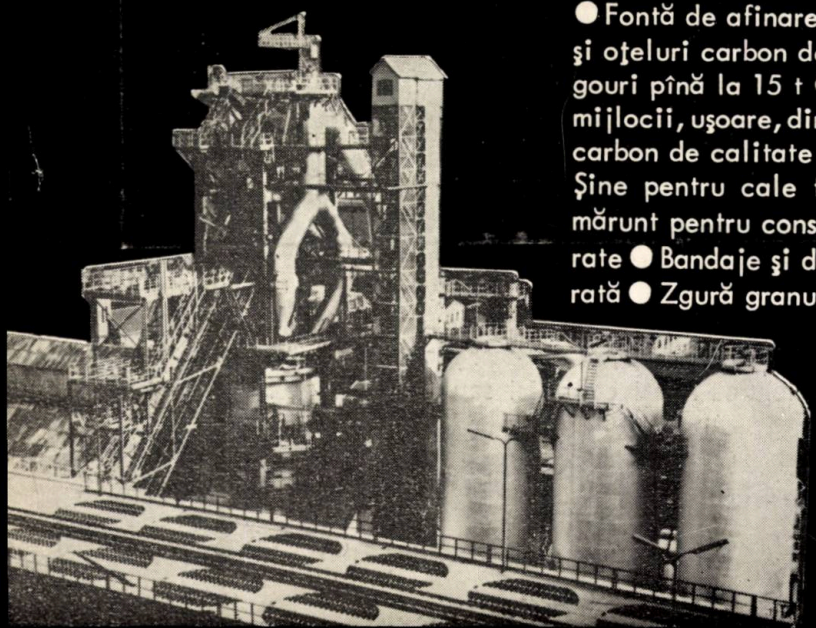
COMBINATUL SIDERURGIC

REŞIŢA

2 APR 2001

Adresa telegrafică: Contsid—Reşiţa ● Telefon: 11883; 12152; 11882; 13033 ● Telex: 013514
Reg com.: 4298/1954 Bucureşti—România ● Cont: B.N.R.S.R. Reşiţa 30.05.80.00





● Fontă de afinare ● Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 t ● Profile greie, mijlocii, uşoare, din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate ● Şine pentru cale ferată ● Material mărunt pentru construcţia căilor ferate ● Bandaje şi discuri de cale ferată ● Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC Reşiţa